

CHAPITRE 5 CONCEPTION DES FUSIBLES DUCTILES

Un des objectifs principaux de cette recherche est de proposer une méthode de conception des FDA faits de quatre cornières ou de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier. Le présent chapitre décrit la méthodologie suivie ainsi que l'élaboration des équations de conception pour déterminer la résistance pondérée de même que la résistance probable d'un FDA. D'abord, deux valeurs possibles du coefficient de tenue du matériau, ϕ , sont proposées. Ensuite, sur la base des études qui ont servi à déterminer la résistance probable en compression d'une diagonale au premier flambement, C_u , une équation est proposée pour déterminer la résistance probable en compression au second flambement, C_u^{II} . Enfin, toute la démarche de conception à suivre est présentée : détermination de la charge sismique de conception, V ; calcul des efforts pondérés de compression et de traction de la diagonale, C_f et T_f ; choix de la diagonale; vérification de la résistance en traction du FDA, T_{rf} ; vérification de la résistance en compression du FDA, C_{rf} ; détermination de la résistance anticipée en traction du FDA, $T_{F,max}$, selon la déformation voulue du FDA, $\epsilon_{F,max}$; détermination de la longueur minimale requise du FDA, $L_{f\ min}$; et critères d'élancement ainsi que de géométrie à respecter. De plus, une méthodologie de conception des assemblages du contreventement est proposée pour développer une rotule plastique dans les deux plaques de transfert aux extrémités de la diagonale, plutôt que dans les goussets.

5.1 Coefficient de tenue pour les fusibles ductiles

Telle que présentée au chapitre 2, la résistance pondérée d'une pièce est obtenue en pondérant par le coefficient de tenue du matériau, ϕ , pour tenir compte de la variabilité possible de la résistance de la pièce. Une valeur $\phi = 0.9$ est associée aux charpentes d'acier depuis plus d'un quart de siècle (Allen, 1975). Cette variabilité provient principalement de trois sources indépendantes : le matériau, M , la géométrie, G , et le professionnel, P . Les Équations 2 et 4, présentées au chapitre 2, permettent de calculer un coefficient de tenue, pour un indice de sécurité donné β , à partir du coefficient de biais de la résistance, ρ_R , et de son coefficient de variation, V_R . D'ailleurs, rappelons que ρ_R représente le ratio de la résistance moyenne mesurée sur la résistance nominale et est donné par le produit des coefficients de biais de M , G et P .

Pour une membrure travaillant essentiellement en traction, comme dans le cas des FDA, la capacité de la membrure correspond à la plastification de la section et est donnée par le produit de l'aire de section et de la limite élastique de l'acier, soit : $A \cdot F_y$. Par conséquent, le coefficient de tenue se résume à la variabilité de ces deux paramètres. Les coefficients de biais de M et G sont donc : $\rho_G = \rho_A$ et $\rho_M = \rho_{F_y}$. La variable P, quant à elle, représente le ratio de la résistance mesurée lors de l'essai sur la capacité prédite par une équation de conception, telle que $T_y = A \cdot F_y$ dans le cas de la traction, et calculée avec les valeurs observées de M et de G. Ainsi, ce ratio est donc unitaire, ce qui présume que l'équation est parfaite, alors $\rho_P = 1.0$ et $V_P = 0$ (Schmidt & Bartlett, 2002b).

Pour déterminer la variabilité de l'aire de section du FDA, A_F , 131 spécimens ont été mesurés, incluant les coupons de caractérisation des plaques et cornières. Les aires ont été calculées avec les équations standards de géométries des profilés : $b \cdot t$, pour les plaques, et $b_1 \cdot t_1 + (b_2 - t_1) \cdot t_2$, pour les cornières. Le rayon de congé interne des cornières est exclu du calcul de l'aire, car celui-ci est non standardisé par l'industrie, d'une part, et les valeurs données dans les tables du HSC (CISC, 2010) ne comprennent pas non plus l'aire du rayon congé de la cornière. Les aires ont toutes été compilées et comparées aux valeurs nominales respectives. Comme plusieurs largeurs différentes de fusible ont été utilisées, les Équations 25 et 26 ont été employées pour déterminer la moyenne des coefficients de biais, $\bar{\rho}$, ainsi que des coefficients de variation, \bar{V} , (Schmidt & Bartlett, 2002a) :

$$(25) \quad \bar{\rho} = \frac{1}{n} [\sum_{i=1}^n (\rho_i)]$$

$$(26) \quad \bar{V} = \frac{1}{\bar{\rho}} \sqrt{\frac{1}{n} [\sum_{i=1}^n (V_i \rho_i)^2 + \sum_{i=1}^n (\bar{\rho} - \rho_i)^2]}$$

Le Tableau 5.1 présente les aires de section mesurées, les aires théoriques, ainsi que les valeurs des coefficients de biais et des coefficients de variation. De ces valeurs, on obtient des valeurs moyennes $\bar{\rho}_A = 0.9965$ et $\bar{V}_A = 0.0146$.

Tableau 5.1: Statistique des propriétés géométriques des fusibles

profilé	b	A moy	A th	ρ_i	V_i	Qnté	$(\rho_i \cdot V_i)^2$	$(\rho - \rho_i)^2$
	(mm)	(mm ²)	(mm ²)	=	=	=	=	=
L-51x51x6.4	40	252.28	254.00	0.993	0.00717	6	5.073E-05	1.061E-05
	20	208.78	213.68	0.977	0.01260	15	1.516E-04	3.755E-04
L-51x51x4.8	40	192.11	190.40	1.009	0.00365	2	1.355E-05	1.568E-04
	12.5	59.44	59.50	0.999	0.00262	2	6.854E-06	6.409E-06
	15	120.01	120.14	0.999	0.00228	4	5.199E-06	5.931E-06
	38	337.53	339.10	0.995	0.00069	8	4.752E-07	1.237E-06
	22	185.87	186.78	0.995	0.00375	8	1.390E-05	1.802E-06
L-76x76x6.4	40	258.84	254.00	1.019	0.01550	2	2.494E-04	5.095E-04
	12.5	80.70	79.38	1.017	0.00330	2	1.127E-05	4.080E-04
	12	112.09	112.08	1.000	0.01813	4	3.286E-04	1.358E-05
	18	191.16	188.28	1.015	0.00125	2	1.603E-06	3.559E-04
	38	445.36	442.28	1.007	0.00518	4	2.718E-05	1.103E-04
	30	342.95	340.68	1.007	0.00282	4	8.081E-06	1.044E-04
	30	343.00	340.68	1.007	0.00442	4	1.980E-05	1.068E-04
PL-127x7.9	40	311.77	317.60	0.982	0.00615	6	3.641E-05	2.201E-04
	30	234.32	238.20	0.984	0.00780	4	5.881E-05	1.623E-04
	46	359.69	365.24	0.985	0.00545	4	2.885E-05	1.363E-04
PL-127x6.4	40	250.07	254.00	0.985	0.00416	6	1.678E-05	1.422E-04
	40	248.98	254.00	0.980	0.00570	28	3.119E-05	2.640E-04
	50	312.02	317.50	0.983	0.00381	8	1.400E-05	1.889E-04
	26	163.26	165.10	0.989	0.00701	8	4.810E-05	5.788E-05
						131	1.122E-03	3.338E-03
				n =	21			
				$\bar{\rho}_A =$	0.9965			
				$\bar{V}_A =$	0.0146			

Dans ce qui suit, on propose de concevoir un FDA selon deux approches selon que : (a) les propriétés mécaniques du matériau des fusibles sont connues (mesurées); et (b) les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues. Dans le premier cas, on utilise les valeurs mesurées des propriétés mécaniques alors que dans le second cas, on utilise les valeurs nominales des propriétés. Ainsi, dépendamment de l'approche utilisée, un coefficient de tenue différent est proposé.

5.1.1 Propriétés mécaniques du matériau connues

Dans le cas des fusibles découpés dans une plaque, l'acier doit être caractérisé par deux éprouvettes, au minimum, conformément à la norme CSA G40.20. De plus, la largeur de la

section réduite de ces éprouvettes doit être de 40 mm (coupon de type plaque) et les déformations doivent être mesurées sur une longueur de référence de 200 mm. Pour les fusibles faits de cornières, à moins d'ajuster la valeur F_y du coupon de caractérisation comme il a été montré au chapitre 4 (Équation 22), la caractérisation de l'acier doit se faire par un essai de traction sur l'une des quatre cornières du FDA, tel que recommandé au chapitre 4, afin de bien tenir compte de la variabilité des propriétés mécaniques sur la section de la cornière utilisée. Comme la limite élastique du matériau est connue et utilisée dans les équations de résistance du FDA, alors il n'y a aucune variabilité sur F_y ; on peut donc poser $\rho_{Fy} = 1.0$ et $V_{Fy} = 0$. De l'Équation 3, le coefficient de biais de la résistance est :

$$\rho_R = 1.0 \times 0.9965 \times 1.0 = \underline{0.9965}$$

À partir de l'Équation 4, on détermine le coefficient de variabilité :

$$V_R = \bar{V}_A = \underline{0.0146}$$

Et de l'Équation 2, on détermine le coefficient de tenue pour les fusibles :

$$\phi = \phi_F = 0.9965 e^{(-3 \times 0.55 \times 0.0146)} = \underline{\underline{0.97}}$$

Ainsi, pour un fusible dont les propriétés mécaniques du matériau sont connues, un coefficient de tenue de 0.97 pourrait être utilisé. À noter que cette valeur est proche de la valeur de 0.95 recommandée par Schmidt & Bartlett (2002b) pour les membrures en traction dont l'état limite est la plastification de la section. Par conséquent, il est suggéré de limiter ϕ_F à 0.95, pour les fusibles dont les propriétés mécaniques du matériau sont connues.

5.1.2 Propriétés mécaniques du matériau inconnues

Dans ce cas-ci, les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues. Les données sur les cornières ont montré qu'en moyenne, la limite élastique était 1.20 fois supérieure (R_y , Tableau 4.13) à la valeur nominale, 300 MPa. Par contre, comme il a été démontré au chapitre 4, l'aire centrale peut avoir une limite élastique plus grande que celle obtenue avec un coupon de caractérisation conforme à la norme canadienne, ce qui affecte le facteur R_y . De plus, le FDA peut être fait de quatre fusibles en plaque. Le Tableau 5.2 présente les données statistiques de résistance des deux plaques utilisées pour fabriquer des fusibles dans le cadre de cette recherche. On peut remarquer que le facteur R_y est de 1.09 dans un cas et de 1.39 dans l'autre. Devant une telle variabilité de la limite élastique, et dans le but d'avoir un facteur de performance uniforme pour les deux types de fusible utilisés, on adopte les valeurs de ρ_M et de V_M pour les plaques employées dans la fabrication des poutres assemblées WWF, telles que données par Kennedy & Aly (1980) : 1.10 et 0.11, respectivement. En effet, ces valeurs représentent les valeurs moyennes d'une population beaucoup plus grande que les données des Tableaux 4.13 et 5.2 réunies.

Tableau 5.2: Données statistiques moyennes de résistance des plaques testées

	R_y ($F_y/300$)	R_t ($F_u/450$)	$R_y F_y$ ($F_y/385$)	R_y ($F_y/300$)	R_t ($F_u/450$)	$R_y F_y$ ($F_y/385$)	R_{sh} (F_u/F_y)
	PL-127x6.4			PL-127x8.0			(tous)
Moyenne :	1.09	1.08	0.85	1.39	1.31	1.09	1.45
CV :	0.013	0.021	0.013	0.018	0.011	0.018	0.029
max :	1.11	1.12	0.86	1.44	1.33	1.12	1.53
min :	1.07	1.06	0.84	1.37	1.29	1.07	1.39
n :	6						

En utilisant les valeurs statistiques établies précédemment pour la géométrie et le professionnel, le coefficient de biais de la résistance est :

$$\rho_R = 1.10 \times 0.9965 \times 1.0 = \underline{1.096}$$

Et le coefficient de variabilité:

$$V_R = \sqrt{0.110^2 + 0.0146^2} = \underline{0.111}$$

Ce qui donne un coefficient de tenue pour les fusibles, ϕ_F , de 0.91.

Par conséquent, on propose d'adopter la valeur de 0.90 qui est généralement utilisée pour l'acier. En somme, pour la conception des FDA faits de cornière ou de plaque, on suggère un coefficient de tenue égal à 0.95 lorsque les propriétés mécaniques de l'acier sont connues, et une valeur de 0.90 lorsqu'elles ne sont pas connues.

5.2 Résistance probable en compression, au 2^e flambement

Initialement, les FDA étaient conçus pour demeurer élastiques en compression sur toute la durée du séisme. Par conséquent, ceci impliquait que la résistance en compression du FDA soit au moins égale à la résistance probable en compression de la diagonale au premier flambement, C_u . Comme les fusibles sont des éléments ductiles, on admet qu'ils possèdent suffisamment de ductilité pour subir au moins un cycle de plastification en compression. Ainsi, on propose de concevoir les FDA pour la résistance probable au deuxième flambement de la diagonale, C_u^{II} . Par conséquent, le FDA pourra subir une excursion plastique en compression lorsque la charge de compression (C_f) dans la diagonale atteindra C_u . Par contre, cette plastification ne se produira que si le FDA s'est d'abord plastifié en traction avant le premier flambement de la diagonale. Dans le cas contraire, les deux segments de la diagonale sont en contact lors du premier flambement et le FDA ne plastifiera pas en compression. Passé le premier flambement, le FDA conçu pour une force de compression égale à C_u^{II} ne subira plus aucune plastification additionnelle en compression pour le reste des cycles inélastiques.

En compilant les valeurs mesurées au deuxième flambement des diagonales testées par Black (1980), Gugerli (1982), Lee (1987), Liu (1987), Archambault (1995), Shaback (2001), Zhao et al. (2002), Broderick (2004), Yang & Mahin (2005), Fell et al. (2006), et Kassis (2008), la résistance probable au deuxième flambement peut être déterminée par l'équation suivante :

$$(27) \quad C_u^{\text{II}} = 0.8 A R_y F_y * (1.4 + \lambda_{Ry}^{1.4 n})^{-1/n} \leq C_u$$

$$\text{Avec } \lambda_{Ry} = \frac{KL}{r} \sqrt{\frac{R_y F_y}{\pi^2 E}}$$

où A est l'aire de section de la diagonale; $R_y F_y$, la limite élastique probable, soit 460 MPa pour les profilés HSS; λ_{Ry} , l'élancement adimensionnel, calculé avec $R_y F_y$; KL, la longueur effective; r, le rayon de giration; $E = 200\,000$ MPa; et $n = 1.34$, pour les profilés HSS de classe C non recuits, et 2.24, pour les profilés HSS de classe H ou C recuits. L'équation pour C_u^{II} est valable pour des élancements λ_{Ry} compris entre 0.5 et 2.0, soit la plage d'élancements pour lesquelles des données expérimentales étaient disponibles. Dans l'Équation 27, la valeur de C_u^{II} est limitée à C_u , limite qui s'applique pour les élancements élevés. La Figure 5.1 présente la courbe de deuxième flambement obtenue de l'Équation 27, en comparaison avec les résistances mesurées en laboratoire.

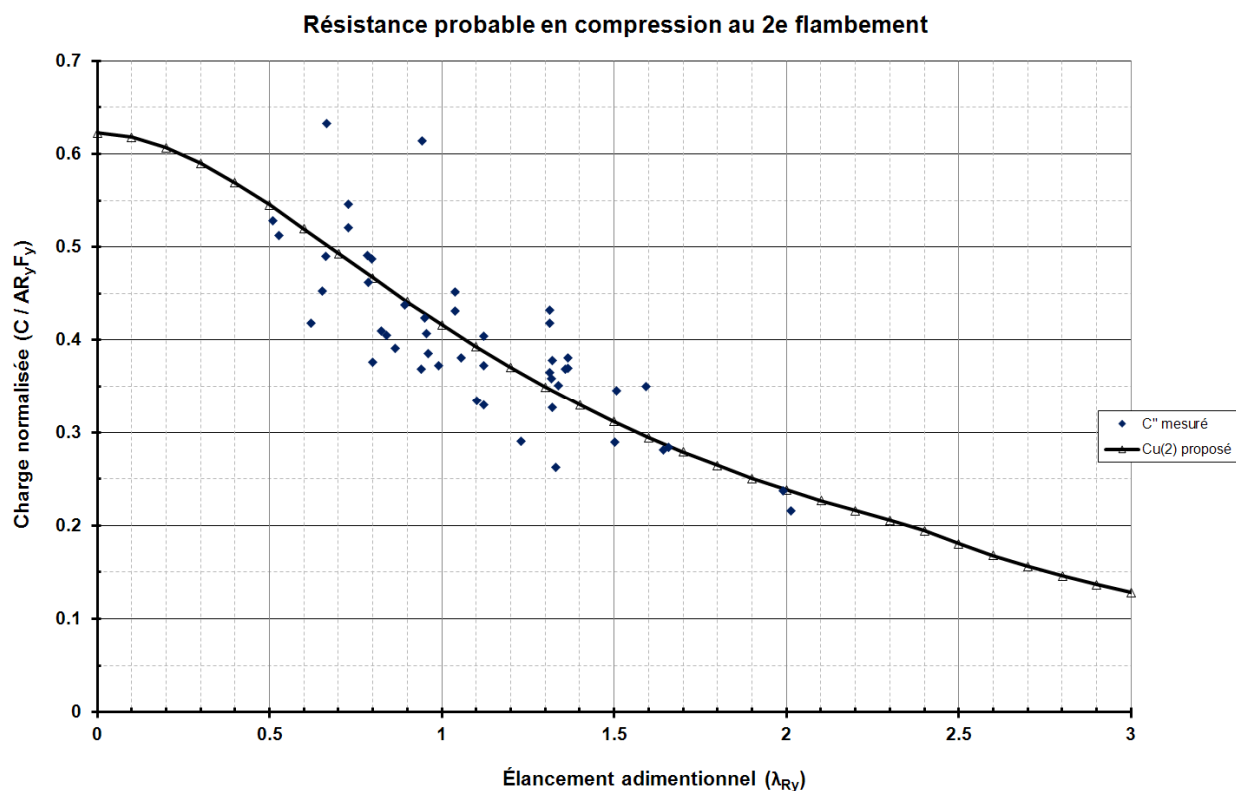


Figure 5.1: Résistance probable en compression, au 2^e flambement de la diagonale

Les données réelles ainsi que les valeurs de résistance prédites (courbe Cu2) sont normalisées sur la résistance probable des membrures, $A \cdot R_y F_y$. Le rapport moyen de la résistance réelle observée sur la résistance probable prédite par l'Équation 27 est de 1.00, et le coefficient de variation (écart-type/moyenne) est de 0.132. La Figure 5.2 montre, dans l'ordre : les résistances mesurées en laboratoire au premier flambement ainsi qu'au deuxième flambement des diagonales; la résistance probable en compression au premier flambement (C_u), calculée selon la norme canadienne CSA S16-09, et pour le post-flambement (C'_u); et la résistance probable en compression au deuxième flambement, calculée selon l'équation proposée (Équation 27). Pour le présent mémoire, les différentes résistances probables en compression des diagonales seront désignées comme suit : C_u^I pour le premier flambement, C_u^{II} pour le second flambement, et C_u^{III} pour le post-flambement.

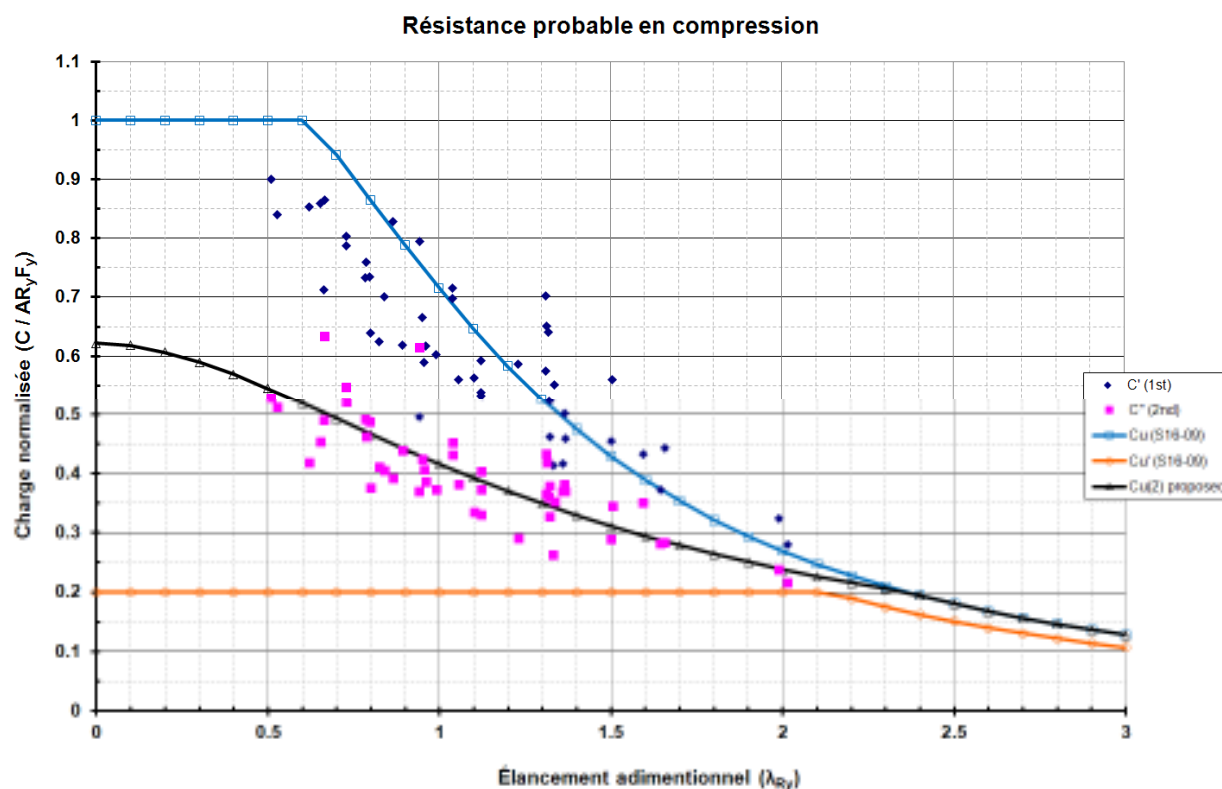


Figure 5.2: Résistances probables en compression et résistances mesurées

5.3 Ajustement du coefficient de sur-résistance, R_o

Le coefficient de sur-résistance, R_o , introduit au chapitre 2 est, rappelons-le, un facteur de modification qui tient compte de la réserve en capacité présente dans la structure et qui est due au dimensionnement selon les exigences des normes de conception. Rappelons également que ce coefficient réduit la charge sismique de conception, V . L'Équation 8 présentée à la section 2.2.2 du chapitre 2, permet de déterminer le facteur R_o . Ce dernier correspond au produit des cinq termes suivants : R_{size} , R_ϕ , R_{yield} , R_{sh} et R_{mech} . Le facteur R_{size} est le coefficient qui tient compte de l'arrondissement fait vers le haut sur les dimensions géométriques des membrures au moment de la conception, ainsi que du choix restreint des grosseurs de profilé disponibles; R_ϕ est le rapport de la résistance nominale sur la résistance pondérée, ce qui revient à $1/\phi$, où ϕ est le coefficient de tenue du matériau; R_{yield} est le rapport de la limite élastique mesurée moyenne du matériau sur la valeur nominale minimale prescrite par la norme d'acier; R_{sh} est le facteur de sur-résistance qui tient compte du gain en résistance apporté par l'écrouissage du matériau; et R_{mech} est le facteur de sur-résistance qui tient compte de la résistance additionnelle qui doit être développée pour qu'un mécanisme d'effondrement se forme dans la structure. Michell et *al.* (2003) fournissent le détail des valeurs utilisées pour déterminer le coefficient R_o des différents types de SRFS prescrits dans le CNB 2005. Par exemple, pour un bâtiment avec des contreventements concentriques de type MD ($R_d = 3.0$), comme ceux étudiés dans ce projet, les valeurs sont : $R_{size} = 1.05$, $R_\phi = 1/0.9 = 1.11$, $R_{yield} = 1.10$, $R_{sh} = 1.05$ et $R_{mech} = 1.0$, ce qui donne 1.348, ou 1.3 (arrondi), tel que donné dans le CNB.

Par contre, pour les contreventements avec FDA, le niveau de sur-résistance est différent de celui considéré dans le calcul de V , suivant les dispositions du CNB, pour les raisons suivantes : l'aire du FDA est réduite pour correspondre exactement à celle requise, ce qui affecte R_{size} ; l'aire du FDA est mieux contrôlée lors de la fabrication, ce qui réduit la variabilité sur l'aire de section et, par conséquent, le coefficient ϕ et le facteur R_ϕ ; les propriétés mécaniques mesurées de l'acier du FDA, F_{yF} et F_{uF} , peuvent être utilisées dans la conception, ce qui affecte directement R_ϕ , R_{yield} et R_{sh} ; les FDA développent davantage d'écrouissage comparativement à ce qui est considéré pour les diagonales de contreventement sans fusible, ce qui influence le paramètre R_{sh} . Ainsi, pour tenir compte de l'influence de toutes ces différences dans le calcul des FDA, il est proposé de

modifier la résistance pondérée du fusible avec un ajustement sur le coefficient R_o de la manière suivante : $T_{rF} \cdot (R_{oF}/R_o)$, où T_{rF} est la résistance pondérée en traction du FDA; R_{oF} , le coefficient de sur-résistance propre aux contreventements avec FDA; et R_o , le coefficient de sur-résistance donné dans le CNB, pour le même type de SRFS sans fusible, soit 1.3. Plus spécifiquement, R_{oF} est calculé suivant l'Équation 8, adaptée pour les FDA :

$$(28) \quad R_{oF} = R_{size,F} R_{\phi,F} R_{yield,F} R_{sh,F} R_{mech,F}$$

Les cinq paramètres de l'équation peuvent être obtenus comme suit :

- Le facteur $R_{size,F}$ est posé égal à 1.0, car les fusibles sont découpés de sorte que l'aire totale des sections réduites des quatre fusibles, A_F , soit exactement égale à celle requise. Toutefois, ce paramètre pourrait être supérieur à 1.0 dans le cas où une banque de fusibles préfabriqués offrant des résistances prédéterminées était utilisée.
- Le facteur $R_{\phi,F}$ correspond à $1/\phi_F$; tel que décrit précédemment, le coefficient de tenue peut prendre deux valeurs, selon que l'on utilise la valeur de limite élastique nominale de l'acier, F_y , ou celle mesurée, F_{yF} . Dans le premier cas, $R_{\phi,F} = 1/0.90 = 1.11$, alors que dans l'autre, $R_{\phi,F} = 1/0.95 = 1.053$.
- Le facteur $R_{yield,F}$, tout comme pour $R_{\phi,F}$, peut prendre deux valeurs, selon que la limite élastique de l'acier du fusible soit mesurée ou non : $R_{yield,F} = F_{yF}/F_y$, si les propriétés mécaniques du matériau sont connues, et $R_{yield,F} = 1.10$, si les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues, telles que considérées pour le coefficient R_o qui est prescrit dans le CNB.
- Le facteur $R_{sh,F}$ reflète le fait qu'il y aura un écrouissage marqué dans les fusibles et que la résistance disponible du FDA correspond à : $A_F F_{uF}$. Puisque cette capacité est basée sur la contrainte ultime en traction de l'acier, un facteur correctif de 0.85 est appliqué afin d'obtenir un indice de sécurité (β) comparable à celui considéré pour les modes de rupture associés à la rupture de l'acier, soit 4.0. Deux valeurs de $R_{sh,F}$ sont possibles selon que l'on utilise les valeurs nominales de l'acier, F_y et F_u , ou les valeurs mesurées de la caractérisation de l'acier du fusible, F_{yF} et F_{uF} . Dans le premier cas, $R_{sh,F} = 0.85 \cdot 450/350 = 1.09$; ici, les valeurs nominales pour la nuance 350W sont utilisées pour refléter la

tendance actuelle des aciéries à produire des aciers multigrades, et au retrait graduel de la nuance 300W du marché. Dans le second cas, lorsque le matériau est connu, $R_{sh,F} = 0.85 * F_{uF} / F_{yF}$.

- Le facteur $R_{mech,F}$ reste inchangé et vaut 1.0.

5.4 Résistance en traction d'un FDA

Telle que mentionnée précédemment, la résistance en traction du FDA tient compte de l'ajustement sur le coefficient R_o afin de refléter le fait que les contreventements avec FDA sont des systèmes qui développent plus de ductilité que le système de contreventement conventionnel, sans FDA. En partant du fait que tous les FDA de la structure, dans une même direction de chargement, doivent résister à la charge sismique totale de conception, V , l'ajustement se fait comme suit :

$$(29) \quad \frac{V_{\text{élastique}} I_E}{R_o R_d} = \sum (\phi_F A_F F_y \cos \theta)$$

où $V_{\text{élastique}}$ est la charge sismique élastique à la base de la structure donnée par le CNB 2005, avant modification pour la ductilité et la sur-résistance (R_d et R_o); et le produit de $\phi_F A_F F_y \cos \theta$ est la composante horizontale de la résistance pondérée en traction du FDA. L'angle θ est l'angle d'inclinaison de la diagonale par rapport à l'horizontal et le symbole de sommation (Σ) indique que l'ensemble des FDA contribue à reprendre la charge de séismes de conception dans une direction, incluant les effets de la torsion horizontale naturelle et accidentelle ($e_x \pm 0.10 * D_{nx}$). En introduisant le facteur de sur-résistance qui devrait être considéré pour les FDA, R_{oF} , l'équation devient :

$$(30) \quad \frac{V_{\text{élastique}} I_E}{R_o R_d} * \frac{R_o}{R_{oF}} = \sum (\phi_F A_F F_y \cos \theta)$$

Plutôt que d'ajuster la charge sismique de conception, le ratio R_o/R_{oF} est déplacé à droite de l'égalité et l'ajustement se fait sur la résistance. On obtient ainsi la forme finale considérée :

$$(31) \quad \frac{V_{\text{élastique}} I_E}{R_o R_d} = \sum (\phi_F A_F F_y \cos \theta) \left[\frac{R_{oF}}{R_o} \right] = \sum (\phi_F A_F F_y \cos \theta) \left[\frac{R_{\text{size},F} R_{\phi,F} R_{\text{yield},F} R_{\text{sh},F} R_{\text{mec},F}}{1.3} \right]$$

Comme discuté précédemment, deux approches de conception sont possibles selon que l'on utilise les valeurs nominales de l'acier, F_y et F_u , ou les propriétés mécaniques mesurées de l'acier du FDA, F_{yF} et F_{uF} .

a) Propriétés mécaniques du matériau connues (F_{yF} et F_{uF}) :

En utilisant les valeurs mesurées de l'acier ainsi que les valeurs appropriées des différents facteurs pour R_{oF} , l'équation pour déterminer la résistance pondérée en traction du FDA est :

$$(32) \quad T_{rF} = \phi_F A_F F_y \left[\frac{1.0 \times 1 / 0.95 \times (F_{yF}/F_y) \times 0.85 (F_{uF}/F_{yF}) \times 1.0}{1.3} \right] \approx 0.69 \phi_F A_F F_y R_{\text{yield},F} R_{\text{sh},F}$$

où $\phi_F = 0.95$; F_y est la valeur de la limite élastique nominale; $R_{\text{yield},F} = F_{yF}/F_y$; et $R_{\text{sh},F} = F_{uF}/F_{yF}$.

b) Propriétés mécaniques du matériau inconnues (F_y et F_u) :

En utilisant les valeurs nominales de l'acier ainsi que les valeurs appropriées des différents facteurs pour R_{oF} , la résistance pondérée en traction du FDA est :

$$(33) \quad T_{rF} = \phi_F A_F F_y \left[\frac{1.0 \times 1 / 0.9 \times (1.1 F_y/F_y) \times 0.85 (F_u/F_y) \times 1.0}{1.3} \right] \approx 0.72 \phi_F A_F F_y R_{\text{yield},F} R_{\text{sh},F}$$

où $\phi_F = 0.90$; $R_{\text{yield},F} = 1.1$; et $R_{\text{sh},F} = F_u/F_y = 1.29$ ($= 450/350$, voir section précédente).

5.5 Résistance probable en traction d'un FDA

Une des caractéristiques uniques de la conception d'un FDA, est la possibilité d'utiliser la résistance anticipée du FDA, $T_{F,max}$, associée à la déformation maximale anticipée du FDA, $\varepsilon_{F,max}$, à partir de la courbe contrainte-déformation, σ - ε , des fusibles. Quatre cas sont possibles: 1) utiliser une courbe synthétique établie à partir des valeurs nominales probables de résistance du matériau à la plastification, $R_y F_y$, et à l'ultime, $R_t F_u$; 2) utiliser une courbe σ - ε préétablie; 3) utiliser une courbe synthétique à partir des valeurs de F_{yF} et de F_{uF} mesurées en laboratoire; et 4) utiliser la courbe σ - ε , ou force-déplacement P - δ , obtenue par essai de traction en laboratoire sur le FDA ou un des quatre fusibles. Tel que proposé, selon que les propriétés de l'acier ont été mesurées ou non, on peut tracer une courbe synthétique à l'aide de l'Équation 12 présentée au chapitre 3, avec les valeurs des coefficients A et B suggérées de 21 et 0.92, respectivement. Rappelons que l'équation générale proposée, pour la zone d'écrouissage de la courbe, est :

$$(34) \quad F(\varepsilon) = R_y F_y + (R_t F_u - R_y F_y) \cdot [1 - 0.92 \cdot (1 - r) \cdot e^{-21(\varepsilon - \varepsilon_{sh})}]$$

$$\text{Avec } r = \frac{\varepsilon - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}}$$

où les produits de $R_y F_y$ et de $R_t F_u$ correspondent à la limite élastique probable et à la contrainte ultime probable, respectivement. La courbe est tracée de la manière suivante, pour une déformation ε variant de 0 à ε_u :

- i) $0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_y : F(\varepsilon) = E \cdot \varepsilon$
- ii) $\varepsilon_y < \varepsilon \leq \varepsilon_{sh} : F(\varepsilon) = R_y F_y$
- iii) $\varepsilon_{sh} < \varepsilon \leq \varepsilon_u : F(\varepsilon) = R_y F_y + (R_t F_u - R_y F_y) \cdot [1 - 0.92 \cdot (1 - r) \cdot e^{-21(\varepsilon - \varepsilon_{sh})}]$

où $E = 200\,000$ MPa; $\varepsilon_y = R_y F_y / E$; $\varepsilon_{sh} = 0.02$ mm/mm, en général; et ε_u est la déformation à l'ultime de l'acier et dépend de la nuance utilisée. Dans le cas où les valeurs mesurées en laboratoire sont utilisées, alors les valeurs probables sont remplacées par celles mesurées, $R_y F_y =$

F_{yF} et de $R_t F_u = F_{uF}$, de même que les déformations (ϵ_y , ϵ_{sh} et ϵ_u). On obtient ainsi une courbe caractéristique synthétique telle que montrée à la Figure 5.3.

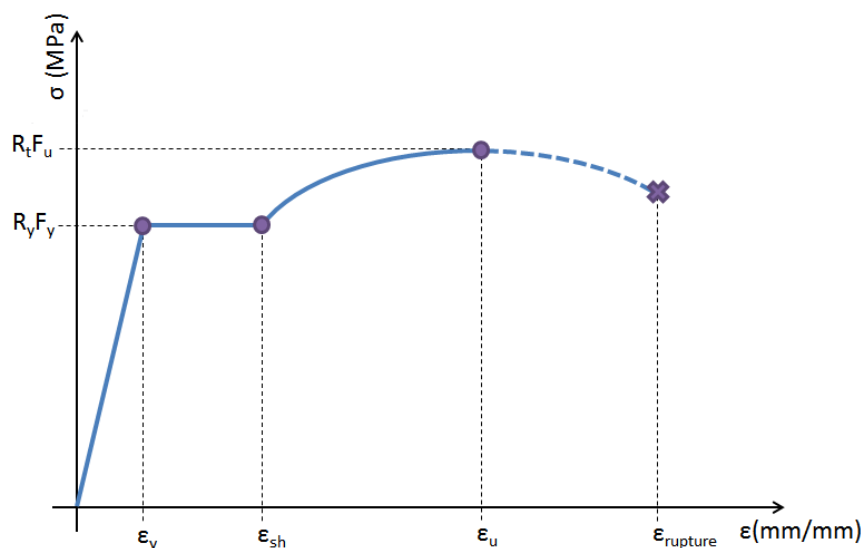


Figure 5.3: Courbe caractéristique synthétique

À titre indicatif, le Tableau 5.3 présente les valeurs de $R_y F_y$, $R_t F_u$ et de ϵ_u proposées pour les différents profilés utilisés pour fabriquer les fusibles. Ces valeurs sont basées sur les résultats du Tableau 4.13 pour les cornières, et du Tableau 5.2 pour les plaques A et B. D'ailleurs, ces valeurs peuvent être utilisées pour tracer les différentes courbes synthétiques associées au profilé utilisé pour fabriquer le FDA.

Tableau 5.3: Valeurs de résistances probables proposées

Profilé	$R_y F_y$ (Mpa)	$R_t F_u$ (Mpa)	ϵ_u (mm/mm)
Cornière	360	520	0.18
Plaque A	420	590	0.14
Plaque B	330	480	0.2
Général	385	540	0.18

Enfin, le facteur R_t introduit dans les explications précédentes n'existe pas dans la norme canadienne de l'acier CSA S16-09. Ce facteur provient de la norme américaine sur l'acier

ANSI/AISC 341-05 (AISC, 2005) et représente le rapport de la contrainte ultime moyenne mesurée sur la contrainte ultime nominale. Basé sur les valeurs indiquées des rapports de R_t donnés aux Tableaux 4.13 et 5.2, pour les cornières et les plaques, le coefficient R_t moyen proposé est de 1.2, ce qui est similaire à la valeur donnée par la norme américaine 341-05 (Table I-6-1, $R_t = 1.2$), ainsi que celle obtenue par Schmidt & Bartlett, (2002a), pour les plaques employées dans la fabrication des poutres assemblées WWF. Dans ce dernier cas, le rapport R_t pour les plaques de moins de 20 mm d'épaisseur est de 1.19. Par ailleurs, la valeur indiquée de $R_t F_u$ au Tableau 5.3, pour le cas général, correspond à $1.2 \cdot 450 = 540$ MPa.

5.6 Longueur du fusible, L_F

Telle que montrée à la Figure 5.4, la diagonale en traction est équivalente à un système à deux ressorts en série, k_{fusible} et k_{HSS} , dans lequel le fusible est un ressort à faible capacité. La longueur totale du fusible, L_{TF} , qui correspond à la longueur de la partie avec section réduite (L_F) à laquelle on ajoute la longueur des deux segments de transition (L_T), doit être suffisante pour accommoder la déformation inélastique anticipée de la structure, Δ_{NL} , évaluée selon les dispositions du CNB et présentées au chapitre 2 (les indices NL et L sont pour *non linéaire* et *linéaire*, respectivement).

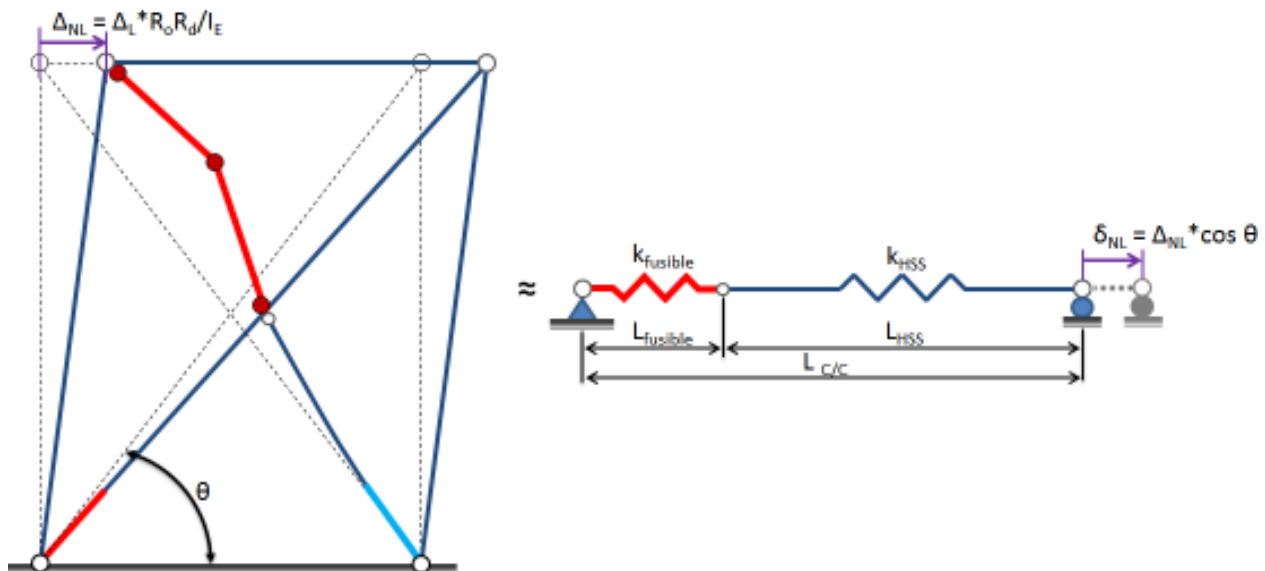


Figure 5.4: Déformation du cadre et de la diagonale en traction avec FDA

Rappelons qu'on peut obtenir une valeur réaliste de Δ_{NL} en multipliant la déformation de la structure obtenue d'une analyse élastique sous charges pondérées, Δ_L , par $R_o R_d / I_E$, telle que montrée dans la figure. Dans un système de contreventements concentriques sans FDA, l'allongement axial élastique de la diagonale est : $\delta_f = \Delta_f \cdot \cos(\theta)$, ce qui équivaut à $\delta_f = T_f \cdot L_{c/c} / AE$, où T_f est l'effort pondéré de traction dans la diagonale dû à la charge sismique V , tel qu'obtenu d'une analyse élastique, et $L_{c/c}$ est la longueur centre-à-centre de la diagonale, telle que montrée sur la figure. Dans le système à deux ressorts en série, l'allongement élastique total de l'ensemble diagonale-fusible, δ_L , correspond à la somme de l'allongement du fusible et de l'allongement de la diagonale, soit : $\delta_L = \delta_{TF} + \delta_{HSS}$. Dans le concept étudié, le FDA se plastifie alors que la diagonale demeure élastique. Ainsi, lorsque le FDA atteint la plastification, l'allongement total correspond à :

$$(35) \quad \delta_{L,y} = \delta_{TF,y} + \delta_{HSS} = \frac{T_{F,y}}{k_{TF}} + \frac{T_{F,y}}{k_{HSS}}$$

où k_{TF} est la rigidité totale du FDA (quatre fusibles), sur la longueur L_{TF} ; k_{HSS} , la rigidité de la diagonale, soit : AE/L_{HSS} ; et $T_{F,y}$, la charge totale de plastification du FDA, soit : $A_F F_{yF}$. Si on augmente l'allongement du FDA au-delà de $\delta_{TF,y}$, les quatre fusibles se plastifient et le FDA atteint éventuellement l'effort de traction maximal anticipée, $T_{F,max}$, selon la courbe caractéristique du matériau. Comme la diagonale demeure élastique pendant la plastification du FDA, alors son allongement est : $\delta_{HSS} = T_{F,max} / k_{HSS}$. L'équation précédente devient alors :

$$(36) \quad \delta_{L,max} = \delta_{TF,max} + \delta_{HSS} = \delta_{TF,max} + \frac{T_{F,max}}{k_{HSS}}$$

où $\delta_{TF,max}$ est lu directement sur la courbe force-déplacement, $P-\delta$, du FDA. En reprenant les explications du début, le déplacement inélastique visé de la structure demandé par le CNB, est celui du système sans FDA, soit : $\Delta_{NL} = R_o R_d / I_E \cdot (T_f \cdot L_{c/c} / AE) / \cos(\theta)$. Ainsi, le FDA doit donc accommoder cette déformation inélastique par comportement ductile et, par conséquent, $\delta_{L,max}$ doit correspondre à Δ_{NL} . En introduisant ce dernier dans l'équation précédente, on obtient alors :

$$(37) \quad \frac{R_o R_d}{I_E} \left(\frac{T_f L_{c/c}}{A_{HSS} E} \right) = \delta_{TF, \max} + \frac{T_{F, \max}}{k_{HSS}}$$

ce qui indique que le FDA développera $T_{F, \max}$ dans le système, lorsque le déplacement inélastique anticipé de la diagonale sans FDA (Δ_{NL}) sera atteint. En isolant $\delta_{TF, \max}$ dans l'équation précédente, l'allongement maximal total du FDA est :

$$(38) \quad \frac{R_o R_d}{I_E} \left(\frac{T_f L_{c/c}}{A_{HSS} E} \right) - \frac{T_{F, \max} L}{A_{HSS} E} = \delta_{TF, \max}$$

En négligeant les assemblages de la diagonale (goussets et plaques de transfert) de même que les longueurs d'attache des quatre fusibles sur la diagonale (L_w), on pose l'hypothèse que la longueur L correspond à la longueur de la diagonale centre-à-centre des axes, $L_{c/c}$, ce qui suppose que la rigidité de la diagonale avec FDA est approximativement $EA_{HSS}/L_{c/c}$. L'allongement total approximatif du FDA correspond alors à :

$$(39) \quad \frac{R_o R_d}{I_E} \left(\frac{T_f L_{c/c}}{A_{HSS} E} \right) - \frac{T_{F, \max} L_{c/c}}{A_{HSS} E} = \left[\frac{R_o R_d}{I_E} T_f - T_{F, \max} \right] \frac{L_{c/c}}{A_{HSS} E} \approx \delta_{TF, \max}$$

On suppose que l'allongement maximal total du FDA, $\delta_{TF, \max}$, se produit sur les longueurs totales des fusibles, L_{TF} , ce qui inclut l'allongement se produisant sur les segments de section réduite des fusibles, $\delta_F = L_F \cdot \epsilon_{F, \max}$, et l'allongement se produisant sur les deux segments de transition des fusibles, $2 \cdot \delta_T$. L'équation précédente devient :

$$(40) \quad \left[\frac{R_o R_d}{I_E} T_f - T_{F, \max} \right] \frac{L_{c/c}}{A_{HSS} E} \approx L_F \cdot \epsilon_{F, \max} + 2\delta_T$$

Ainsi, pour une déformation maximale voulue sur la partie réduite des fusibles (L_F), $\epsilon_{F, \max}$, et sachant l'allongement des segments de transition, δ_T , on peut déterminer la longueur requise du

segment avec section réduite des quatre fusibles, L_F . Cependant, au départ, δ_T est inconnu car il dépend d'abord de la force de traction $T_{F,max}$ ainsi que de la géométrie de la zone de transition (pente, rayon de congé et rapport b/b_F). Par contre, on peut estimer la longueur L_F requise en négligeant, dans un premier temps, l'allongement des zones de transition, et, à la fin, vérifier l'allongement final du FDA, incluant l'effet des zones de transition, par analyse par ÉF ou par intégration numérique, telle que présentée au chapitre 4. L'équation proposée pour déterminer, de façon préliminaire la longueur minimale requise de la partie réduite des quatre fusibles, est :

$$(41) \quad L_F \geq L_{F,min} = \frac{1}{\varepsilon_{F,max}} \left\{ \left[\frac{\beta R_o R_d}{I_E} T_f - T_{F,max} \right] \frac{L_{c/c}}{A_d E} \right\}$$

où β est le facteur de sécurité pour tenir compte de l'imprécision dans la prédiction de la réponse inélastique de la structure et vaut 1.5; R_o et R_d sont les valeurs données dans le CNB 2005; T_f , la charge pondérée dans la diagonale obtenue d'une analyse élastique; $T_{F,max}$, la résistance probable anticipée du fusible à la déformation maximale voulue du fusible ($\varepsilon_{F,max}$); $L_{c/c}$, la longueur totale de la diagonale, centre-à-centre des axes; A_d , l'aire de section de la diagonale; et $E = 200\,000$ MPa.

Lorsque la géométrie des zones de transition des fusibles est connue, on peut calculer l'allongement des zones de transition sous la charge $T_{F,max}$, et ainsi réduire la longueur L_F des fusibles en tenant compte de l'allongement des transitions avec l'équation suivante :

$$(42) \quad L_F \geq L_{F,min} = \frac{1}{\varepsilon_{F,max}} \left\{ \left[\frac{\beta R_o R_d}{I_E} T_f - T_{F,max} \right] \frac{L_{c/c}}{A_d E} - 2\delta_T \right\}$$

où δ_T est l'allongement de chacune des deux zones de transition des fusibles.

La Figure 5.5 montre le détail typique d'un des quatre fusibles d'un FDA ainsi que la description des longueurs utilisées dans les équations précédentes. Le fusible montré est celui découpé dans une plaque d'acier, ce qui est similaire à une cornière à section réduite (fusible) dépliée.

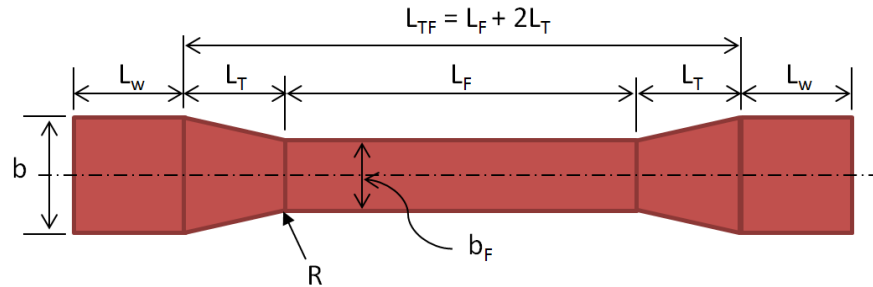


Figure 5.5: Détail typique d'un fusible fait dans une plaque

Précisons que la longueur L_F calculée avec les équations ci-dessus représente toujours la longueur du segment de la section réduite des quatre fusibles, telle que montrée à la Figure 5.5, et que la déformation du fusible, ϵ_F , est la déformation réelle de l'acier du FDA sur la longueur L_F .

Les Figures 5.6 à 5.8 ainsi que les Figures 5.9 à 5.11 présentent les déformations moyennes des zones de transition (on dit moyenne, car la déformation ϵ_T varie le long de la longueur de transition), en fonction de la déformation du FDA (ϵ_F), et pour une pente 2:1 et 3:1, respectivement. Les déformations moyennes des transitions, ϵ_T , ont été obtenues par intégration numérique des déformations à l'aide du chiffrier Excel présenté au chapitre 4, en supposant un fusible fait à partir d'une cornière, avec $b = 76$ mm, $b_F = 40$ mm et $L_F = 300$ mm. Les propriétés mécaniques employées sont : $F_y = 350$ MPa, $F_u = 450$ MPa, $E = 200\,000$ MPa, $\epsilon_{sh} = 0.02$ mm/mm, et $\epsilon_u = 0.18$ mm/mm. Les résultats ont été compilés pour trois valeurs de rayon de congé, soient 60, 80 et 100 mm, et pour trois différents rapports de largeur b/b_F : 1.5, 2.0 et 2.5. Ainsi, sachant la pente du segment linéaire de la transition, le rapport b/b_F , le rayon de congé de la transition (R), et la déformation maximale voulue du FDA (dans les figures : $\epsilon_F = \epsilon_{F,max}$), on peut à l'aide de l'une des six figures données estimer la déformation moyenne des zones de transition, et par la suite déterminer l'allongement $\delta_T (= \epsilon_T * L_T)$, utilisé dans l'Équation 42. L'interpolation linéaire est permise entre les différentes valeurs de b/b_F .

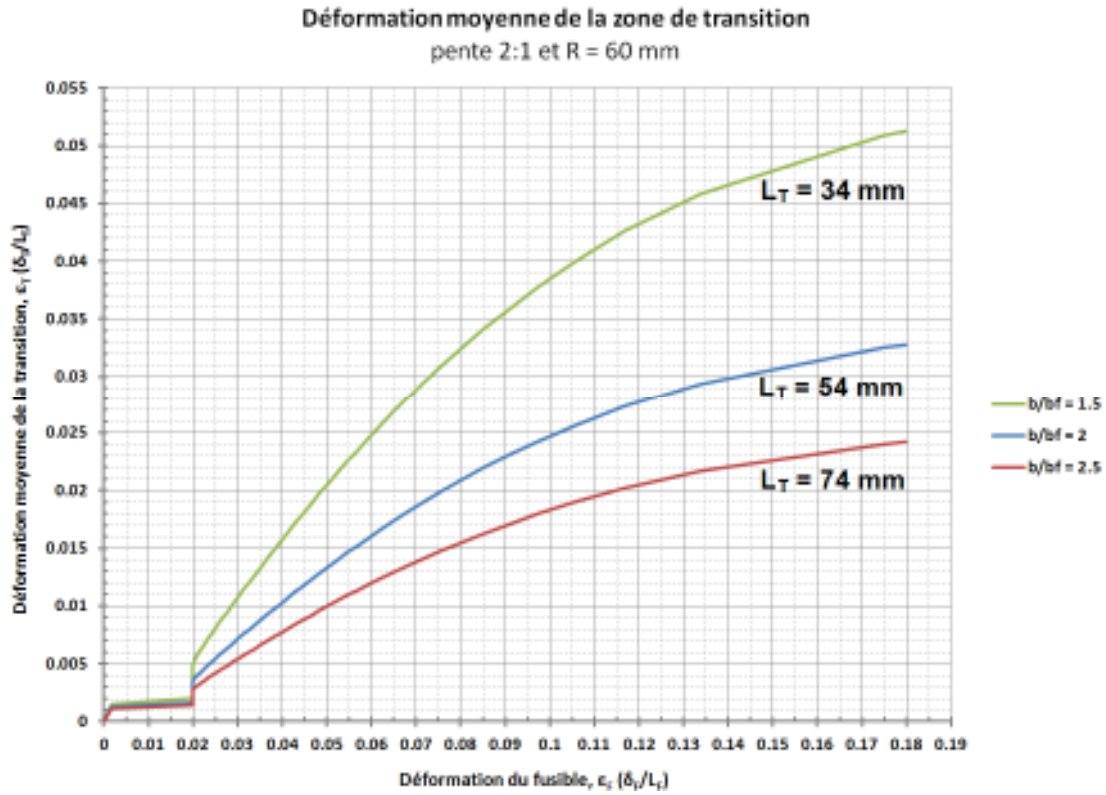


Figure 5.6: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et R = 60 mm

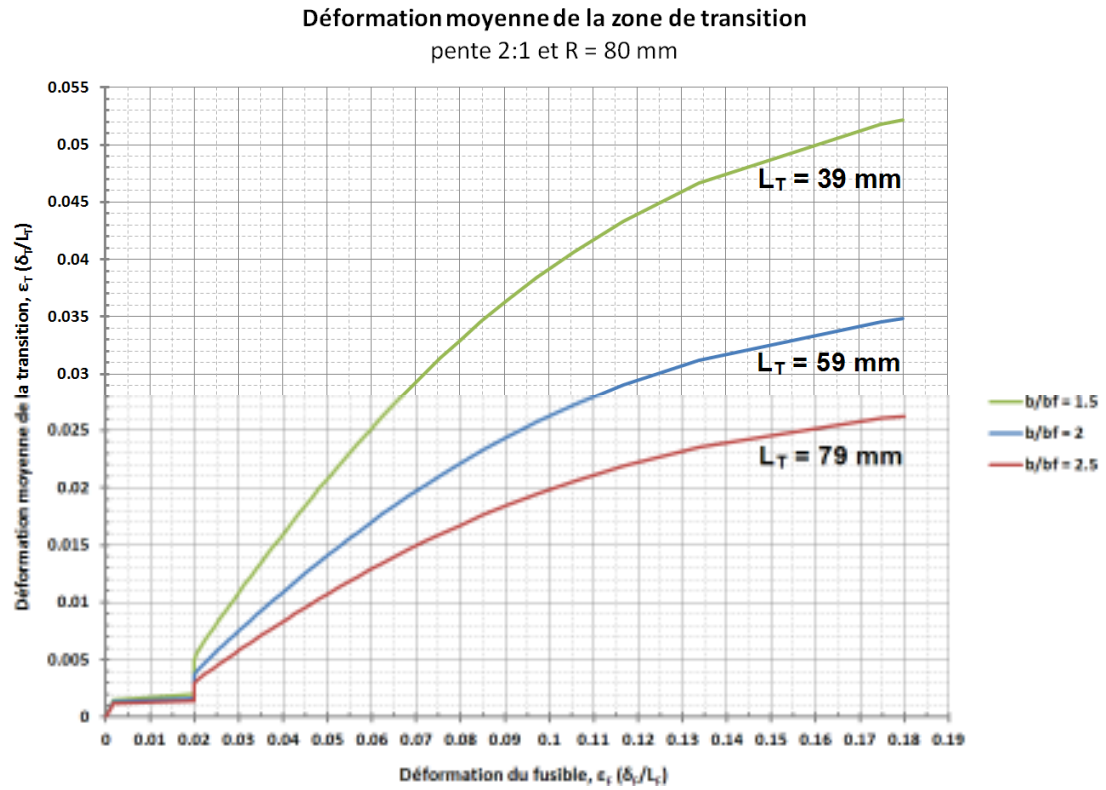
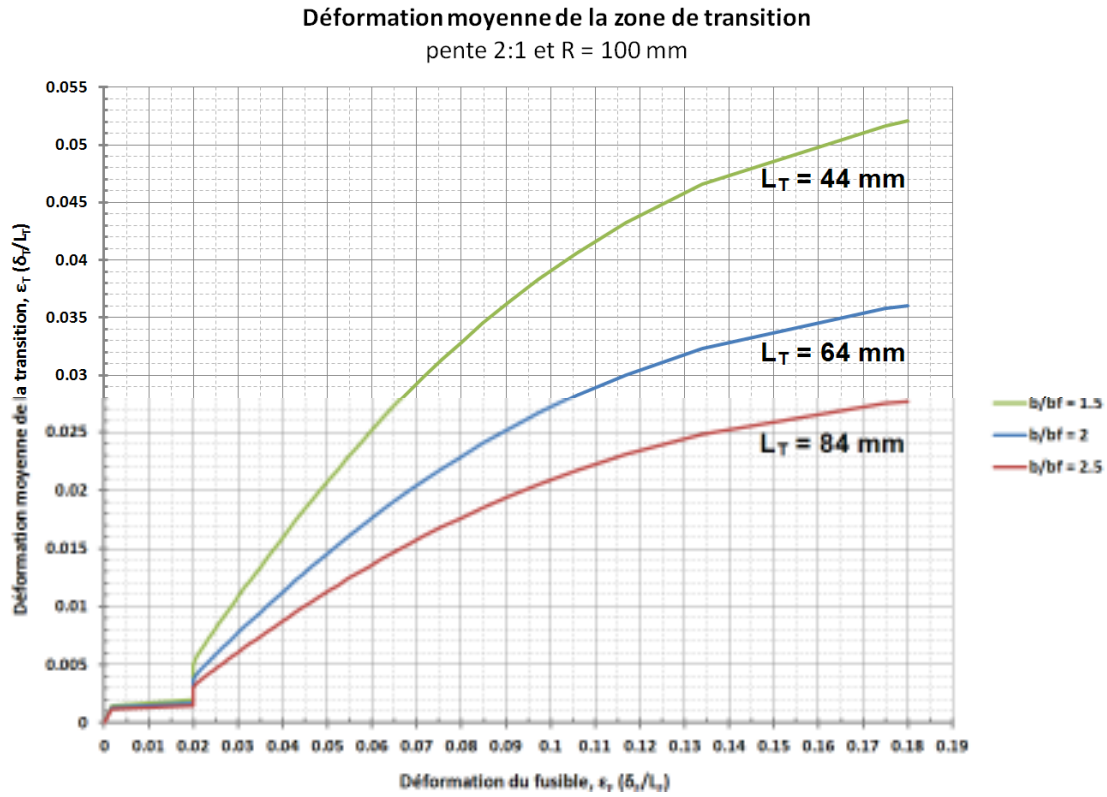
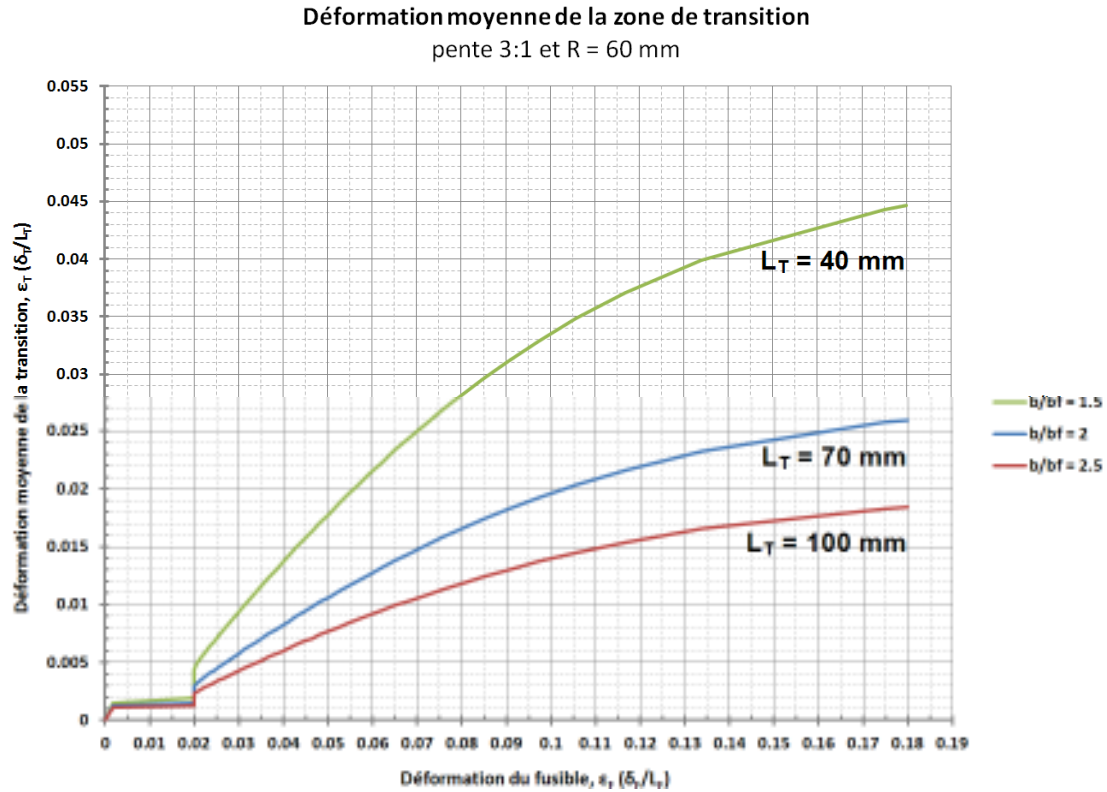


Figure 5.7: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et R = 80 mm

Figure 5.8: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et $R = 100$ mmFigure 5.9: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 3:1 et $R = 60$ mm

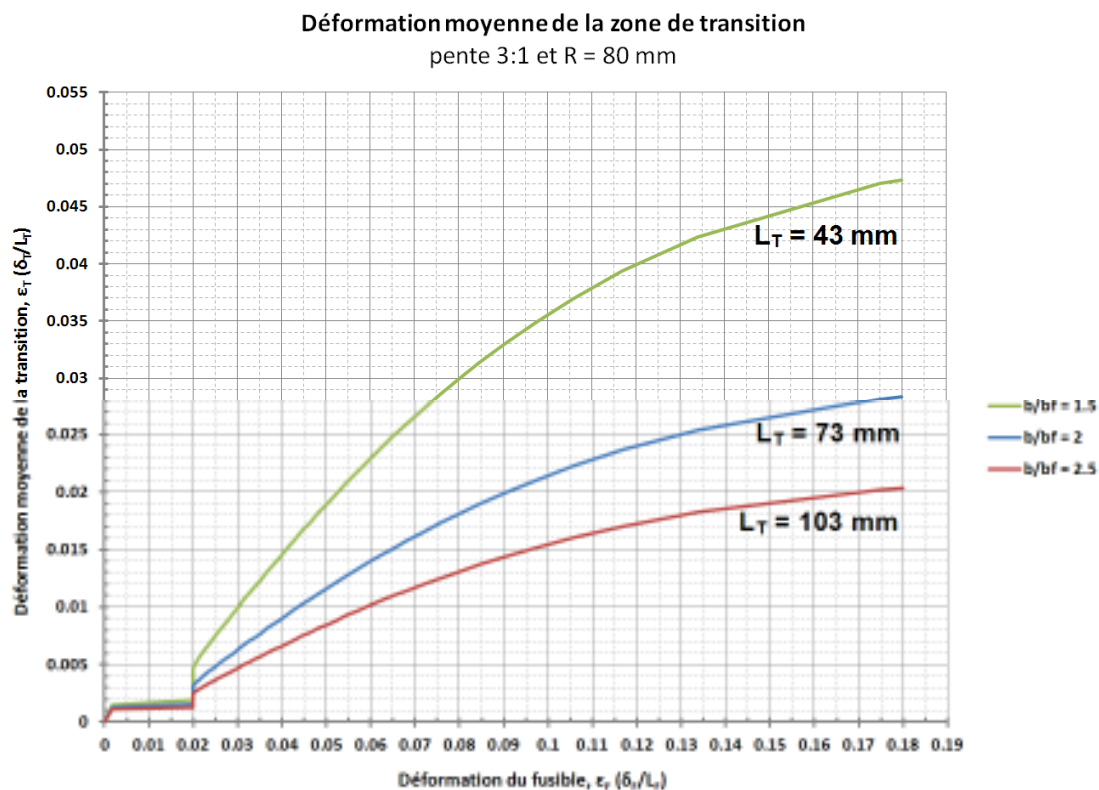


Figure 5.10: ε_T en fonction de ε_F , pour une transition de pente 3:1 et R = 80 mm

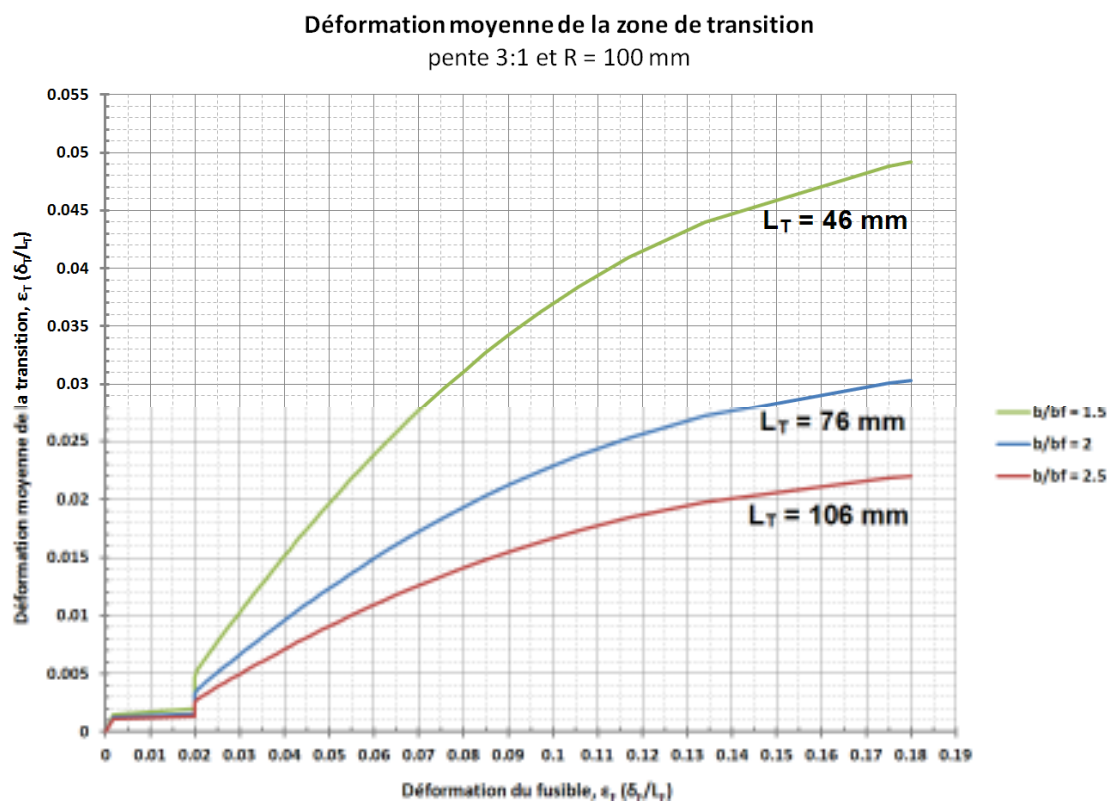


Figure 5.11: ε_T en fonction de ε_F , pour une transition de pente 3:1 et R = 100 mm

À noter que la valeur de ε_T dépend des valeurs de F_y et F_u utilisées, de même que la géométrie des fusibles (b , b_F , t , rayon de congé r pour les cornières, pente de la transition et rayon de congé de la transition). À titre complémentaire, la Figure 5.12 présente les courbes de déformations totales approximatives, ε_{TF} ($= \delta_{TF}/L_F$), des FDA en fonction de la déformation réelle du segment de section réduite du FDA (ε_F), pour les 18 cas analysés précédemment pour les déformations moyennes des transitions (ε_T). On voit qu'en fin de compte, la déformation totale approximative varie peu en fonction de la géométrie des zones de transition (b/b_F , pente et rayon de congé) et que la déformation du FDA se produit majoritairement sur la longueur du segment de section réduite (L_F) du FDA. Le graphique permet de voir également l'importance de l'erreur faite en négligeant initialement les déformations des zones de transition (Équation 41). Par exemple, pour une déformation maximale $\varepsilon_{F,max}$ de 0.10 mm/mm sur L_F , l'erreur est d'environ 10% ($\varepsilon_{TF,max} = 0.11$ mm/mm), car en réalité il faudrait tenir compte des déformations des zones de transition. En effet, l'allongement du FDA se produit en réalité sur la longueur L_{TF} , plutôt que sur L_F .

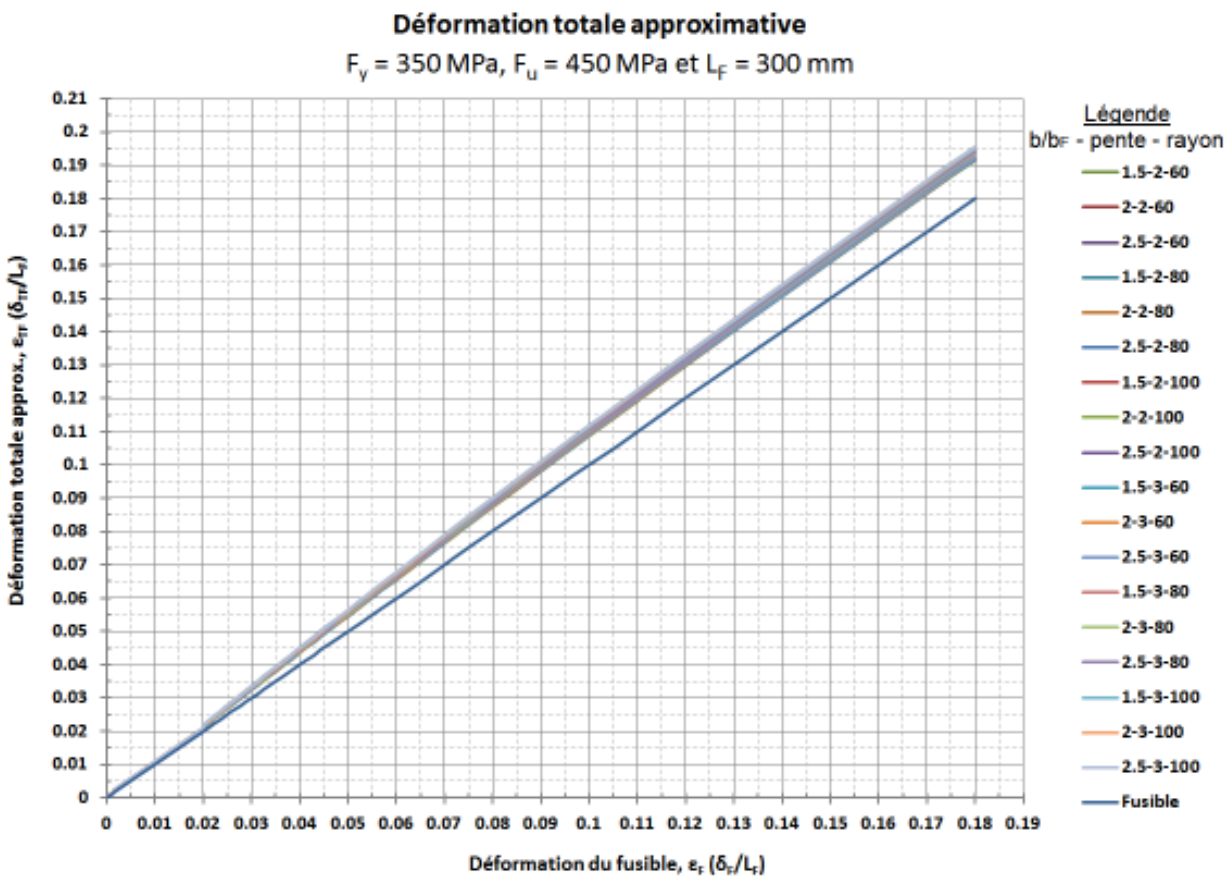


Figure 5.12: Déformation ε_{TF} en fonction de la déformation ε_F

À l'inverse, un graphique comme celui de la Figure 5.12 peut être également utilisé pour la conception du FDA. Ainsi, pour avoir une déformation maximale $\varepsilon_{F,\max} = 0.10$ mm/mm sur la longueur L_F , on remplacera la valeur de $\varepsilon_{F,\max}$ par $\varepsilon_{TF,\max}$ dans l'Équation 41 et on posera 0.11 mm/mm plutôt que 0.10, afin de tenir compte des déformations des zones de transition. Une fois le FDA allongé à $\delta_{TF,\max}$, la déformation maximale sur L_F devrait être proche de celle voulue, soit 0.10 mm/mm dans ce cas-ci. Par contre, il faut garder en mémoire que δ_{TF} dépend des valeurs de F_y et F_u , de même que de ε_T . En effet, pour une même déformation moyenne ε_T , la différence entre ε_{TF} et ε_F augmentera avec une réduction de L_F , et vice versa (voir exemple 1, annexe 6).

Enfin, pour déterminer la déformation inélastique anticipée de la structure (Δ_{NL}), le CNB permet d'utiliser la période calculée de la structure, T_a , sans limitation (voir chapitre 2). Ainsi, la charge pondérée, T_f , utilisée dans les équations proposées de $L_{F,\min}$ (Équations 41 et 42) peut être réduite en utilisant le cisaillement à la base, V , associé à la vraie période de la structure. Par contre, des essais devraient être réalisés dans le futur, afin de vérifier si l'utilisation d'un T_f réduit en fonction de T_a , est sécuritaire et permet d'atteindre la performance souhaitée sans rupture du fusible. Dans ce mémoire, aux fins de simplification, la même charge T_f que celle utilisée pour déterminer l'aire du fusible requise, avec la limitation sur T_a , est employée pour établir la longueur minimale L_F .

5.7 Facteur de sécurité sur la déformation à l'ultime

On peut concevoir un FDA pour une déformation $\varepsilon_{F,\max}$ égale à la déformation à l'ultime du fusible, ε_u . Par contre, comme vu au chapitre 3, la valeur de ε_u varie légèrement d'une éprouvette à une autre, pour un même acier. De plus, comme il a été décrit au chapitre 3, passé le point ultime de l'acier, la phase de rupture s'amorce avec l'apparition de la striction de la pièce et réduction de la résistance axiale de la pièce. Ainsi, pour tenir compte de la variabilité de la déformation à l'ultime, un coefficient de tenue, ϕ_ε , est ajouté à ε_u , dans l'éventualité d'une conception pour cette déformation. Le Tableau 5.4 présente la variabilité sur ε_u des cinq profilés utilisés pour fabriquer les fusibles dans cette recherche. On voit que la valeur correspondant à la moyenne moins un écart-type ($\mu - \sigma$) est entre 95 et 99% de la valeur moyenne pour les cornières, ce qui indique une très faible variabilité.

Tableau 5.4: Variabilité de ε_u

	L-51x51x6.4	L-51x51x4.8	L-76x76x6.4	PL-127x6.4	PL-127x8.0
	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)
	0.175	0.195	0.197	0.202	0.148
	0.177	0.189	0.185	—	0.148
	0.178	0.211	0.191	—	—
	0.174	0.208	0.190	—	—
	0.175	—	—	—	—
Moyenne, μ :	0.18	0.20	0.19	0.20	0.15
Écart-type, σ :	0.001	0.010	0.005	0.000	0.000
$(\mu-\sigma)/\mu$:	0.99	0.95	0.97	1.00	1.00

Sur la base de ces valeurs, on recommande, de façon préliminaire, d'utiliser un coefficient $\varphi_e = 0.95$ lorsque la déformation ε_u est connue (mesurée) et $\varphi_e = 0.85$ lorsque les propriétés de l'acier sont inconnues. Étant donné que l'échantillonnage est très limité, il est cependant difficile de tirer des conclusions définitives à ce niveau et la variabilité de la déformation à l'ultime des fusibles devra faire l'objet d'une recherche plus approfondie dans le futur afin de s'assurer d'un niveau de fiabilité acceptable.

5.8 Étapes de conception d'un fusible ductile en acier

On résume dans cette section les différentes étapes de conception d'un FDA pour un système de contreventement avec diagonales HSS travaillant en tension-compression. Les FDA peuvent être faits de quatre cornières ou de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier. On néglige les efforts induits dans les diagonales par les charges de gravité.

5.8.1 Détermination de l'effort de conception de la diagonale

Les efforts pondérés de traction dans les contreventements, T_f , sont déterminés en suivant les exigences du CNB 2005, soit par la méthode de la force statique équivalente ou par analyse dynamique, avec les valeurs de R_o et R_d associées au système équivalent sans fusible spécifiées dans le CNB. En somme, on fait l'analyse régulière de la structure, comme s'il n'y avait pas de FDA.

5.8.2 Choix de la diagonale

À partir des efforts pondérés T_f , on sélectionne une diagonale dont les résistances pondérées en compression, C_r , et en traction, T_r , sont au moins égales à l'effort pondéré T_f . La diagonale doit aussi satisfaire aux exigences de la norme sur l'acier CSA S16-09, tel que mentionné au chapitre 2, pour un SRFS à ductilité modérée (Type MD, $R_d = 3.0$). En particulier, pour une section HSS, rappelons que la section de la diagonale choisie doit respecter une limite d'élancement des parois, $(b - 4t)/t$, qui varie en fonction de l'élancement global, KL/r , de la diagonale. Cet élancement global doit être compris entre 70 et 200. La résistance en compression de la diagonale est donnée par :

$$(43) \quad C_r = \phi A F_y (1 + \lambda^{2n})^{-1/n}$$

$$\text{Avec} \quad \lambda = \frac{KL}{r} \sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}}$$

où $\phi = 0.9$; A est l'aire de la diagonale; F_y est la limite élastique nominale; KL , la longueur effective de la diagonale; r est le rayon de giration minimum; $E = 200\,000$ MPa; et $n = 1.34$, pour les HSS de catégorie C (formés à froid, sans traitement de relaxation des contraintes résiduelles), et 2.24, pour les HSS de catégorie H (formés à chaud ou ayant subi un traitement de relaxation des contraintes résiduelles).

5.8.3 Résistances probables de la diagonale, en traction et en compression

Une fois la diagonale choisie, on détermine les résistances probables de la diagonale :

a) En traction, selon la norme S16-09 :

$$(44) \quad T_u = A R_y F_y$$

où le produit de $R_y F_y$ doit être d'au moins 460 MPa pour les profilés HSS.

b) Au premier flambement de la diagonale, C_u^I , selon la norme S16-09 :

$$(45) \quad C_u^I = \min \left[A R_y F_y ; 1.2 A R_y F_y (1 + \lambda_{Ry}^{2n})^{-1/n} \right]$$

$$\text{Avec } \lambda_{Ry} = \frac{KL}{r} \sqrt{\frac{R_y F_y}{\pi^2 E}}$$

c) Au second flambement de la diagonale, C_u^{II} , avec l'Équation 27 proposée précédemment :

$$(46) \quad C_u^{II} = \min \left[0.8 A R_y F_y (1.4 + \lambda_{Ry}^{1.4n})^{-1/n} ; C_u^I \right]$$

d) Au post-flambement de la diagonale, C_u^{III} , selon la norme S16-09 :

$$(47) \quad C_u^{III} = \min \left[0.2 A R_y F_y ; A R_y F_y (1 + \lambda_{Ry}^{2n})^{-1/n} \right]$$

5.8.4 Résistances pondérées du FDA

La prochaine étape consiste à sélectionner l'aire totale du FDA, A_F . Deux vérifications doivent être faites : en traction et en compression; on retiendra l'aire requise la plus élevée des deux. Également, pour le calcul des deux résistances pondérées, on utilise les valeurs nominales F_y et F_u lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues, et F_{yF} et F_{uF} lorsque les propriétés sont connues. Pour ce dernier cas, lorsque des cornières sont utilisées, les valeurs de F_{yF} et F_{uF} devraient tenir compte de la résistance plus élevée de l'aire centrale (A_r), alors que pour les fusibles en plaque, $F_{yF} = F_{yc}$ et $F_{uF} = F_{uc}$, où F_{yc} et F_{uc} sont les valeurs mesurées des coupons de caractérisation de la plaque d'acier.

5.8.4.1 Résistance pondérée en traction du FDA

À partir des Équations 32 et 33, l'équation proposée pour déterminer la résistance pondérée en traction du FDA, selon que les propriétés mécaniques du matériau sont connues ou non, est :

$$(48) \quad T_{rF} = 0.7 \phi_F A_F F_y R_{yield,F} R_{sh,F} \geq T_f$$

où $\phi_F = 0.95$, lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont connues, et $\phi_F = 0.90$, lorsque qu'inconnues; A_F est l'aire totale du FDA (sections réduites); F_y , la limite élastique nominale de la nuance d'acier utilisée, peu importe si les propriétés mécaniques sont connues ou non; $R_{yield,f} = F_{yF}/F_y$, lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont connues, et 1.1 lorsqu'inconnues; et $R_{sh,F} = F_{uF}/F_{yF}$, lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont connues, et 1.3 lorsqu'inconnues. Enfin, la résistance en traction est comparée à la charge pondérée de conception de la diagonale.

5.8.4.2 Résistance pondérée en compression du FDA

À la différence de la résistance pondérée en traction, la résistance pondérée en compression du FDA, C_{rF} , est comparée à la résistance probable en compression de la diagonale au deuxième flambement, C_u^{II} . Ici, il n'y a aucun ajustement de R_o , car C_{rF} est comparée à une résistance plutôt qu'à une charge pondérée de conception. On détermine la résistance pondérée en compression du FDA à l'aide de l'équation suivante :

$$(49) \quad C_{rF} = \phi_F A_F F_y \geq C_u^{II}$$

où $\phi_F = 0.95$ et $F_y = F_{yF}$ lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont connues, et $\phi_F = 0.90$ et $F_y = F_y$ nominale lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues.

5.8.5 Calcul et vérification de la géométrie du fusible

Les équations suivantes permettent de déterminer les principales propriétés géométriques d'un fusible. En se référant à la Figure 5.13, les principales dimensions sont :

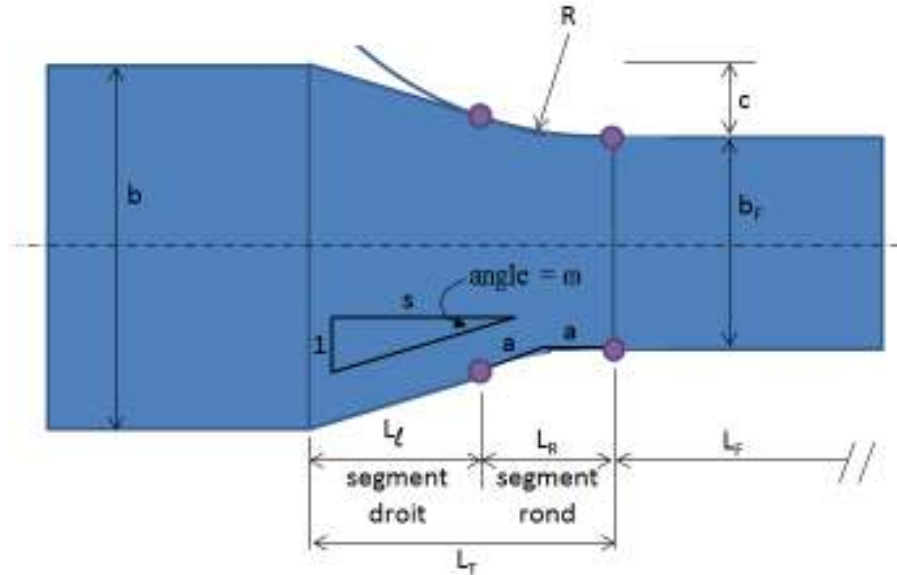


Figure 5.13: Principales dimensions d'un fusible

- | | |
|-----------------------------------------------------|------------------------------------------------------|
| (50) $\omega = \tan^{-1}(1/s)$ | Angle du segment linéaire, en fonction de la pente s |
| (51) $L_R = R \cdot \sin(\omega)$ | Longueur projetée du segment rond |
| (52) $a = R \cdot \tan(\omega/2)$ | Demi-longueur droite du segment rond |
| (53) $c = (b - b_F)/2$ | Profondeur de matériel à enlever |
| (54) $L_T = (s \cdot c) + a$ | Longueur de la zone de transition |
| (55) $L_L = L_T - L_R$ | Longueur projetée du segment droit |
| (56) $\alpha = b/b_F$ | Rapport géométrique des largeurs du fusible |
| (57) $b_{\min} = b_F + 2R \cdot [1 - \cos(\omega)]$ | Largeur b minimale requise, en fonction de b_F |
| (58) $L_{TF} = L_F + 2L_T$ | Longueur totale de conception du fusible considérée |

$$(59) \quad L_{\text{total},F} = L_{TF} + 2L_w$$

Longueur totale réelle du fusible, incluant soudures

À noter que α doit être supérieur à 1.6, tel que recommandé au chapitre 4, et que l'Équation 57, qui dicte la largeur b minimale requise aux extrémités du fusible en fonction de b_F , R et ω , permet de calculer en réalité la largeur du fusible, à l'intersection du segment droit et du segment arrondi; ainsi, on doit s'assurer que $b_{\text{choisi}} \geq b_{\text{min}}$, afin d'avoir au minimum la longueur L_R comme longueur de transition.

L'aire totale d'un FDA fait de quatre cornières à section réduite est :

$$(60) \quad A_F = 4 \cdot [(b_F - t_F) \cdot t_F + 0.2146 r^2]$$

où b_F est la largeur totale de la partie réduite du fusible ($= 2 \cdot b_F/2$, telle que montrée à la Figure 5.14); t_F , l'épaisseur de la cornière; la constante de 0.2146 correspond au calcul de $(1-\pi/4)$; et r est le rayon de congé de la cornière. Le terme $0.2146 \cdot r^2$ correspond donc à l'aire supplémentaire fournie par le rayon de congé, A_r . Tel qu'expliqué au chapitre 4, le rayon de congé des cornières n'est pas standardisé dans l'industrie; il varie donc d'un producteur à un autre et il dépend de la grosseur et de l'usure des rouleaux utilisés pour le laminage. Ainsi, on peut tenir compte ou non de A_r dans le calcul. Dans le cas où A_r est considéré, il est suggéré d'utiliser une valeur entre 0 à 0.5 fois la valeur donnée par les catalogues des producteurs ou par les tables du HSC afin de tenir compte de l'usure des rouleaux.

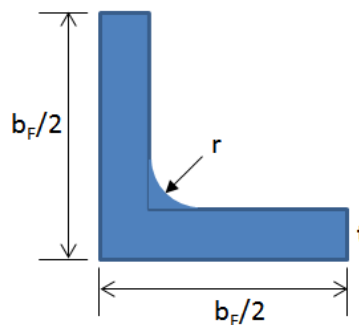


Figure 5.14: Définition de b_F utilisé dans l'Équation 60

À titre informatif, Adluri & Madugula (1994) fournissent une table complète des valeurs du rayon de congé à l'intersection des ailes, r . Aussi, la norme canadienne CSA S37 (CSA, 2001) sur les antennes et tours de télécommunication fournit également une table des valeurs de rayon de congé pour les cornières; cette table est d'ailleurs reprise à la Figure 5.15.

Angle Member Fillet Radius, mm (CSA S37-01)

Equal leg angles														
Section size	200x200	150x150	125x125	100x100	90x90	75x75	65x65	55x55	45x45	35x35	25x25			
Fillet radius	16	13	13	10	10	8	6	6	6	5	3			
Unequal leg angles														
Section size	200x150	200x100	150x100	125x90	125x75	100x90	100x75	90x75	90x65	80x60	75x50	65x50	65x35	45x30
Fillet radius	16	13	13	11	11	10	10	10	8	8	8	6	5	5

Figure 5.15: Valeurs des rayons de congé des cornières (CSA, 2001)

L'aire totale d'un FDA fait de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier est :

$$(61) \quad A_F = 4 \cdot [b_F \cdot t_F]$$

où b_F est la largeur totale de la partie avec section réduite du fusible, et t_F l'épaisseur du fusible. Également, d'autres propriétés géométriques doivent être déterminées, par exemple l'inertie, afin de déterminer le rayon de giration minimal du fusible, valeur utilisée dans la vérification des limites d'élancements globales. Pour les cornières, le rayon de giration s'obtient de la manière suivante, en négligeant le rayon de congé reliant les ailes (r) :

$$(62) \quad b = b_F/2 \text{ et } c = b_F/2 - t_F \quad \text{Dimensions initiales requises}$$

$$(63) \quad K = \frac{c^2 b^2 t_F}{4(b+c)} \quad \text{Produit des moments d'inertie}$$

$$(64) \quad A = (b + c) \cdot t_F \quad \text{Aire de section de la cornière}$$

- | | |
|------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------|
| (65) $x = \frac{b^2 + c \cdot t_F}{2(b+c)}$ | Position du centre de gravité |
| (66) $I_x = \frac{1}{3} [t_F \cdot (b - x)^3 + b \cdot x^3 - c \cdot (x - t_F)^3]$ | Inertie autour de l'axe X-X |
| (67) $I_z = I_x - K$ | Inertie principale minimale |
| (68) $r_z = \sqrt{I_z/A}$ | Rayon de giration minimal |

Pour les fusibles découpés dans une plaque d'acier, les rayons de giration sont :

$$(69) \quad r_{\min} = t_F / \sqrt{12} \cong 0.29 \cdot t_F \quad \text{et} \quad r_{\max} = b_F / \sqrt{12} \cong 0.29 \cdot b_F$$

Maintenant que toutes les principales propriétés géométriques sont connues, il faut également faire attention à certains détails géométriques d'assemblage. La Figure 5.16 présente les détails d'assemblage des deux types de fusible utilisés. Pour les FDA faits avec des plaques, le concepteur devra vérifier que les cordons de soudure latéraux du fusible ne soient pas dans les rayons des coins arrondis de la section du HSS de la diagonale, ce qui pourrait être une erreur coûteuse. Pour éviter cela, on peut limiter la largeur b du fusible à :

$$(70) \quad b \leq b_{\max} = d_{\text{HSS}} - 4 \cdot t_{\text{HSS}} - 2 \cdot D$$

où D est la grosseur des cordons de soudure latéraux.

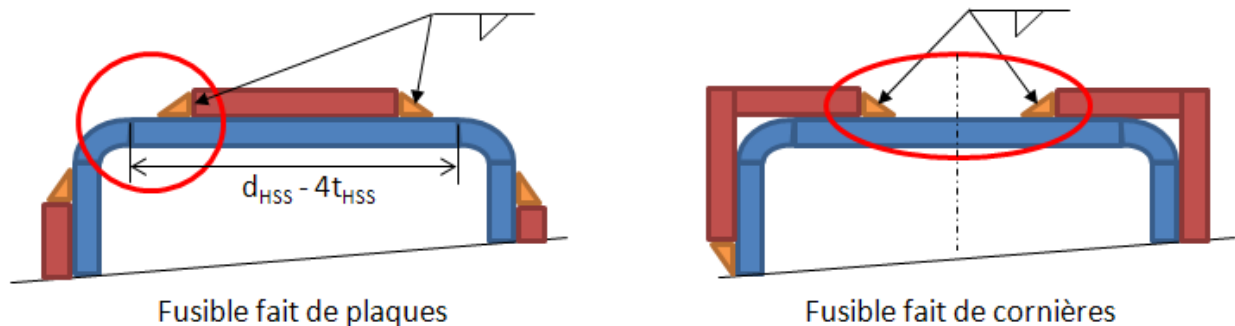


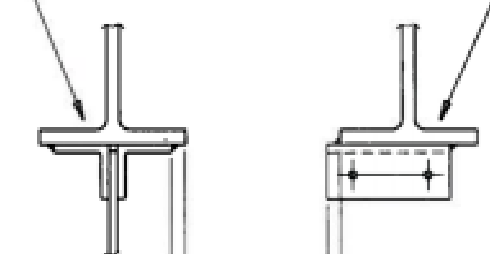
Figure 5.16: Détails d'assemblage d'un fusible à vérifier

Pour les FDA faits avec des cornières, le concepteur devra vérifier la largeur nette entre les deux cordons de soudure latéraux afin d'éviter l'empiètement des soudures. Un espacement minimal, e_t , devrait être respecté entre les deux soudures, où e_t est fonction de la grosseur des cordons. La Figure 5.17, tirée du manuel américain sur le détail des charpentes en acier (AISC, 2002), présente des valeurs minimales suggérées de e_t pour les soudures de rive. Ainsi, pour éviter le chevauchement des cordons de soudure, on peut limiter la largeur b du fusible à :

$$(71) \quad b \leq b_{\max} = 2 \cdot \left[\frac{d_{HSS}}{2} - e_t + t_F \right]$$

où e_t est l'écartement minimal donné à la Figure 5.17.

Vertical or horizontal section



for 3 fillets		1	2	Minimum
"	1	"	9	"
"	4	"	16	"
"	5	"	5	"
"	16	"	8	"
"	3	"	11	"
"	8	"	16	"
"	7	"	3	"
"	16	"	4	"
"	1	"	13	"
"	2	"	16	"

Figure 5.17: Valeurs suggérées de e_t

Ainsi, pour les deux types de fusible utilisés, la largeur b choisie du fusible doit se situer entre b_{\min} donné par l'Équation 57 et b_{\max} de l'Équation 70 pour les fusibles faits de plaques, ou b_{\max} de l'Équation 71 pour les fusibles faits de cornières.

5.8.6 Résistance probable anticipée en traction du FDA

Maintenant que le FDA a été dimensionné, la prochaine étape consiste à déterminer la résistance probable anticipée en traction du FDA, $T_{F,max}$, correspondant à la déformation maximale voulue du FDA ($\epsilon_{F,max}$). En effet, l'idée consiste à choisir une déformation voulue du FDA, sur L_F , et d'utiliser la valeur de résistance associée à cette déformation, tel que montré à la Figure 5.18, pour faire la conception du reste du SRFS (conception par capacité).

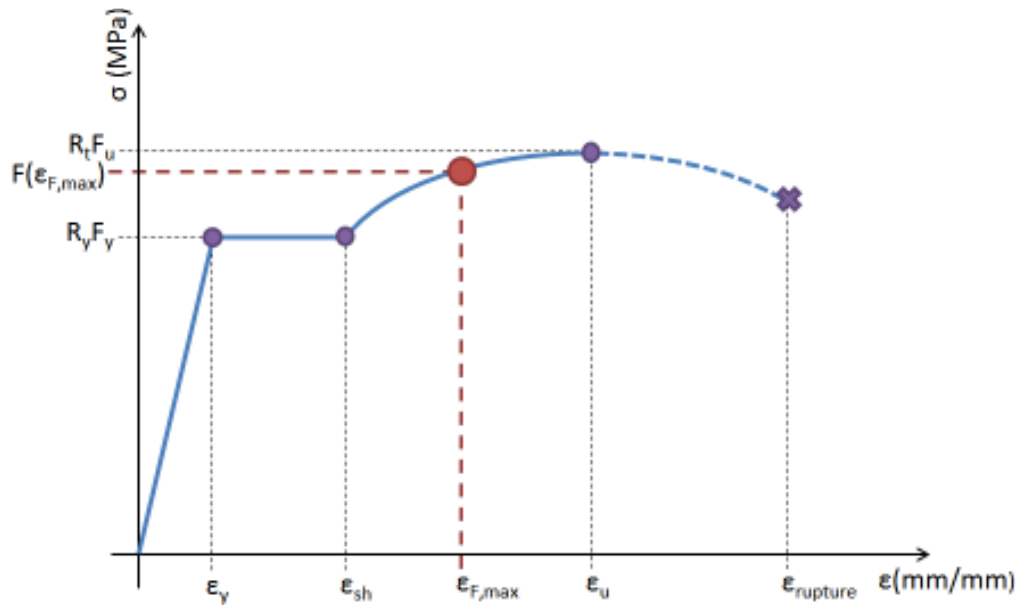


Figure 5.18: Approche proposée pour la conception par capacité des SRFS avec FDA

Trois cas possibles existent : 1) les propriétés mécaniques du matériau ne sont pas connues et le concepteur n'utilise aucune courbe synthétique ou préétablie; 2) les propriétés mécaniques du matériau ne sont pas connues mais le concepteur trace une courbe synthétique, ou utilise une courbe préétablie de matériau; 3) les propriétés mécaniques du matériau sont connues par essai de caractérisation et le concepteur utilise la courbe σ - ϵ réelle obtenue, ou trace une courbe synthétique à partir des valeurs mesurées.

Rappelons également que, tel que démontré au chapitre 4, la limite élastique varie au sein même de la section d'une cornière. Selon le Tableau 4.13, le rapport moyen observé de $F_{y,max}/F_{y,min}$, pour

une même section, est de 1.16, alors que le rapport moyen de $F_{u,max}/F_{u,min}$ est de 1.08. Ainsi, advenant que seule la limite élastique de l'aile est mesurée par un essai de traction sur un coupon prélevé dans l'aile conformément à la norme CSA G40.20, il faudra ajuster les valeurs de F_{yc} et de F_{uc} mesurées pour tenir compte de la valeur plus élevée dans l'aire centrale et ainsi obtenir F_{yF} et F_{uF} , tel qu'il a été montré au chapitre 4 (Équation 22). Au final, on obtient une limite élastique plus réaliste de la cornière. Par contre, tel que suggéré au chapitre 4 pour les FDA faits de quatre cornières à section réduite, les propriétés mécaniques devraient être mesurées sur l'une des quatre cornières réduites du FDA, plutôt que sur un coupon prélevé dans l'aile seulement.

5.8.6.1 Propriétés mécaniques du matériau inconnues et aucune courbe σ - ϵ utilisée :

Ceci est le cas le plus défavorable; dans ce cas-ci, la résistance probable anticipée à considérer est :

$$(72) \quad T_{F,max} = T_{uF} = \min[A_F R_t F_u ; T_u]$$

où le produit de $R_t F_u$ correspond à la capacité probable anticipée, à l'ultime, du FDA; dans ce cas-ci, la valeur $R_t F_u$ à considérer est de 540 MPa, ce qui correspond à celle donnée au Tableau 5.3, pour le cas général. À noter qu'il n'est pas nécessaire de considérer une valeur de $T_{F,max}$ supérieure à la résistance probable en traction de la diagonale, T_u , ce qui pourrait être le cas si le gain en capacité de l'acier du fusible, dû à l'écrouissage et à l'utilisation d'un acier multigrade, est plus élevé que la résistance probable de la diagonale elle-même.

5.8.6.2 Propriétés mécaniques du matériau inconnues et utilisation d'une courbe σ - ϵ synthétique ou préétablie :

Dans le cas où les caractéristiques mécaniques de l'acier des fusibles sont inconnues mais que le concepteur trace une courbe synthétique ou utilise une courbe préétablie, alors la résistance probable anticipée à considérer est :

$$(73) \quad T_{F,\max} = \min[A_F F(\varepsilon_{F,\max}); T_u]$$

où $F(\varepsilon_{F,\max})$ est la résistance probable anticipée, en MPa, du FDA à la déformation maximale voulue, $\varepsilon_{F,\max}$. La valeur de $F(\varepsilon_{F,\max})$ est obtenue à l'aide de l'Équation 34 en utilisant les différentes valeurs suggérées au Tableau 5.3, et la courbe synthétique est tracée suivant les procédures décrites à la section 5.5. On peut également utiliser l'une des quatre courbes préétablies, présentées à la Figure 5.19. Ces courbes ont d'ailleurs été tracées en suivant les procédures décrites à la partie 5.5 pour les différentes valeurs du Tableau 5.3.

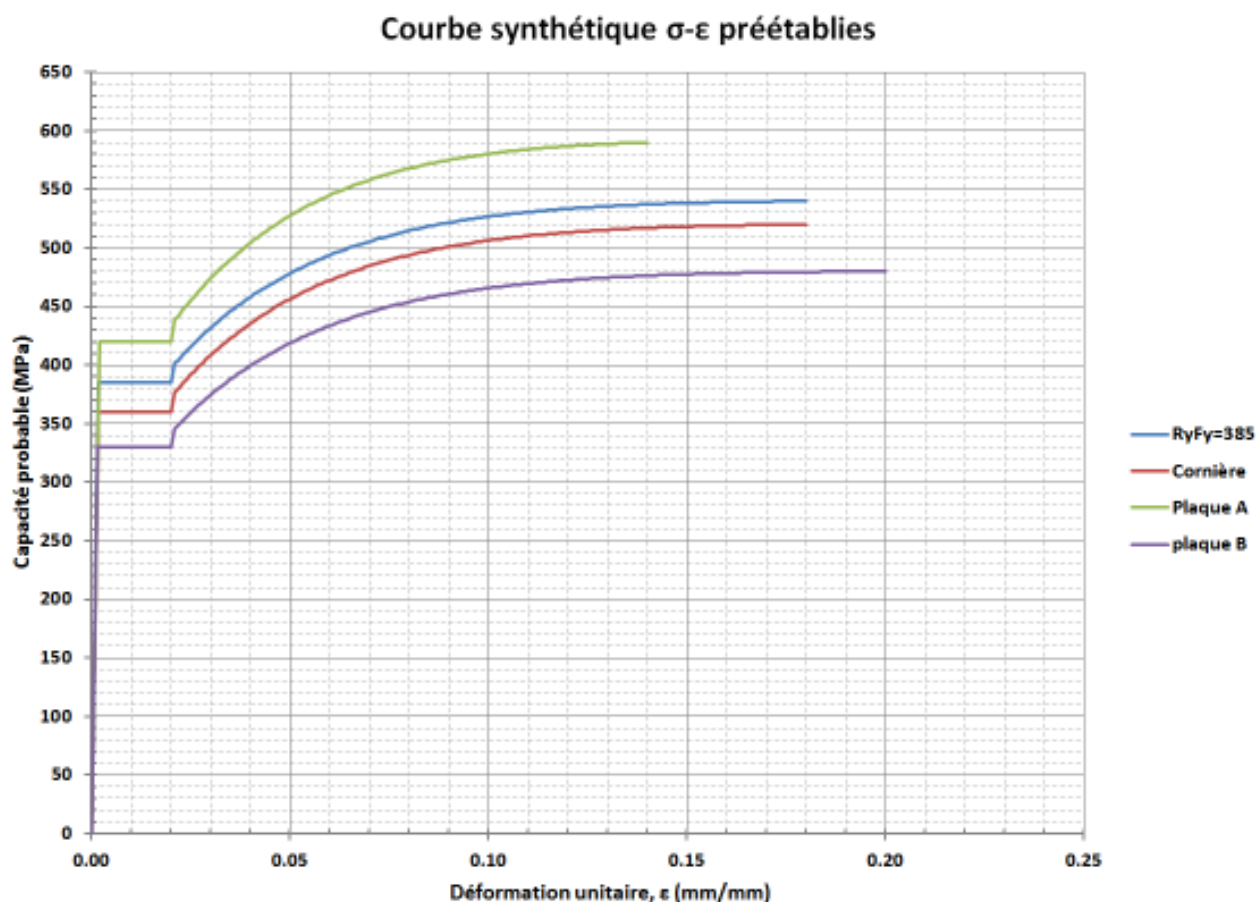


Figure 5.19: Courbes σ - ε préétablies, pour les résistances du Tableau 5.3

5.8.6.3 Propriétés mécaniques du matériau connues et courbe mesurée ou courbe σ - ϵ synthétique :

Dans le cas où les caractéristiques mécaniques de l'acier utilisé ont été mesurées, il est permis d'utiliser la courbe σ - ϵ , ou P - δ , réelle obtenue. Ainsi, pour la déformation maximale voulue du FDA, $\epsilon_{F,max}$, on utilisera la résistance associée, en MPa, sur la courbe réelle; cette résistance est ensuite utilisée comme valeur de $F(\epsilon_{F,max})$ dans l'Équation 73 précédente, pour déterminer $T_{F,max}$.

Dans l'éventualité où seules les valeurs mesurées sont connues et qu'aucune courbe n'est disponible pour le matériau, il est possible d'utiliser les valeurs mesurées de résistance (F_{yF} et F_{uF}) pour tracer la courbe synthétique. Ainsi, la valeur de $F(\epsilon_{F,max})$ est obtenue à l'aide de l'Équation 34 et la courbe synthétique est tracée suivant les procédures décrites à la section 5.5. Enfin, cette capacité est ensuite utilisée dans l'Équation 73 précédente, pour déterminer $T_{F,max}$.

5.8.7 Longueur minimale requise du FDA

La prochaine étape consiste à déterminer la longueur de la partie de section réduite des quatre fusibles du FDA, L_F , requise pour accommoder la déformation inélastique anticipée de la structure (Δ_{NL}) et selon la déformation maximale voulue du FDA ($\epsilon_{F,max}$). Il existe deux cas possibles : celui où le concepteur n'utilise aucune courbe synthétique, ou préétablie, et ne choisit pas de déformation maximale du FDA (cas (1) dans l'étape précédente); et celui où le concepteur choisit une déformation maximale voulue du FDA (cas (2) et (3) dans l'étape précédente). En se référant à la section 5.6 du présent chapitre, et selon le cas retenu, la longueur minimale requise, $L_{F,min}$, est obtenue de l'Équation 41, si on ignore l'allongement des deux zones de transition, et de l'Équation 42, si on considère l'allongement des deux zones de transition. On détermine ainsi la longueur L_F selon le cas applicable :

a) si aucune déformation $\epsilon_{F,max}$ n'est choisie au départ, la longueur $L_{F,min}$ est déterminée pour : $\epsilon_{F,max} = \phi_\epsilon \epsilon_u$, avec $\phi_\epsilon = 0.85$ et $\epsilon_u = 0.18$ mm/mm, ce qui donne $\epsilon_{F,max} = 0.153$ mm/mm.

b) si une déformation $\varepsilon_{F,\max}$ est choisie au départ, $L_{F,\min}$ est déterminée pour : $\varepsilon_{F,\max}$. Par contre, en tout temps $\varepsilon_{F,\max} \leq \varphi_\varepsilon \varepsilon_u$, avec $\varphi_\varepsilon = 0.95$ lorsque la valeur de ε_u a été mesurée, et $\varphi_\varepsilon = 0.85$ lorsque la valeur n'a pas été mesurée, ou que le FDA est conçu avec les valeurs du Tableau 5.3.

La valeur $T_{F,\max}$ utilisée dans les deux équations de $L_{F,\min}$ (Équations 41 et 42) correspond à celle obtenue à l'étape 5.8.6 précédente. Rappelons également que dans le calcul de $L_{F,\min}$, on peut utiliser la charge pondérée de conception, T_f , avec limitation sur la période T_a (effort utilisé pour déterminer A_F requis) ou sans limitation sur T_a , ce qui réduit la valeur de T_f à considérer dans les Équations 41 et 42. Également, peu importe la déformation maximale voulue, l'allongement maximal total du FDA, incluant les déformations des zones de transition, est :

$$(74) \quad \delta_{TF,\max} = \left[\frac{\beta R_o R_d}{I_E} T_f - T_{F,\max} \right] \frac{L_{c/c}}{A_{HSS} E}$$

Enfin, il est suggéré d'utiliser une longueur $L_F \geq L_T$, ce qui pourrait être le cas lorsque L_F est déterminée pour une déformation $\varepsilon_{F,\max} = \varphi_\varepsilon \varepsilon_u$.

5.8.8 Critères d'élancement local et global

La prochaine étape de conception consiste à vérifier certains critères d'élancement afin d'éviter l'instabilité du FDA et ainsi s'assurer d'atteindre la plastification en compression sans voilement ou flambement. Les vérifications proposées sont faites individuellement sur l'un des quatre fusibles du FDA, et les critères qui doivent être considérés dépendent du type de fusible (cornières ou plaques).

5.8.8.1 Critères d'élancement pour les FDA faits de quatre cornières à section réduite

5.8.8.1.1 Critères d'élancement des ailes

Deux vérifications doivent être faites sur l'une des ailes des cornières, afin d'éviter leur voilement. La première s'applique sur la section réduite de la cornière, b_F :

$$(75) \quad b_e/t_F \leq 134/\sqrt{F_y} \quad (\cong 7.2 \text{ pour } F_y = 350)$$

où b_e est la largeur effective, soit la largeur de l'aile réduite ($= b_F/2$, selon la Figure 5.14); et t_F est l'épaisseur de la cornière. La valeur de 134 est tirée de la norme américaine 341-05 (AISC, 2005) et s'applique aux cornières compactes devant offrir un comportement sismique ductile. La seconde vérification s'applique aux extrémités de la cornière, à la fin de la transition, sur la largeur b (voir Figure 5.13). Le critère d'élancement est, dans ce cas-ci :

$$(76) \quad b_e/t_F \leq 170/\sqrt{F_y} \quad (\cong 9.1 \text{ pour } F_y = 350)$$

où b_e est la largeur effective, soit la largeur de l'aile aux extrémités de la cornière, b . Ainsi, on doit s'assurer que la cornière soit, au minimum, de classe 2 aux extrémités, car le FDA est l'élément dissipateur de l'énergie sismique.

5.8.8.1.2 Critère d'élancement global hors-plan

On doit vérifier également l'élancement global des fusibles du FDA, pour deux raisons : d'abord, pour éviter que l'une des quatre cornières flambe vers l'intérieur de la diagonale lorsqu'elle est comprimée après s'être allongée de $\delta_{TF,max}$, tel que montré à la Figure 5.20; et deuxièmement, pour être cohérent dans l'approche de conception utilisée. En effet, dans la détermination de C_{rF} , il n'y a aucune réduction de la résistance pondérée en compression en fonction de l'élancement des fusibles. Cette supposition demeure vraie tant que l'élancement des fusibles KL/r reste inférieur 20. Ainsi, le critère d'élancement à satisfaire est :

$$(77) \quad K \cdot \delta_{F,max}/r_{min} \leq 20$$

Dans cette équation, on peut utiliser $K = 0.65$, une valeur applicable au cas d'une colonne équivalente encastrée à ses deux extrémités; $\delta_{F,max}$ correspond à l'allongement maximal de la partie réduite du fusible, soit le produit de $L_F * \epsilon_{F,max}$; et r_{min} est le rayon de giration minimal de la cornière obtenu de l'Équation 68. Comme on peut le remarquer, aux fins de simplification, la vérification est faite sur l'allongement de la partie réduite du fusible seulement ($\delta_{F,max}$), ce qui exclut les déformations des zones de transition.

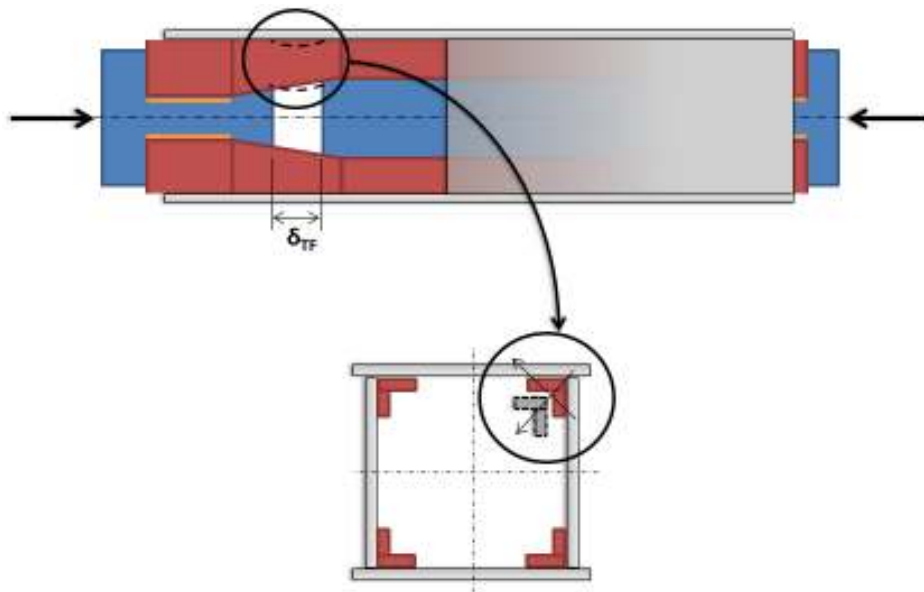


Figure 5.20: Flambement hors-plan possible d'un des fusibles, FDA fait de quatre cornières

5.8.8.2 Critères d'élancement pour les FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier

Dans le cas des FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier, il n'y a aucun critère de voilement local à satisfaire. Par contre, il faut vérifier le flambement dans le plan et hors-plan des fusibles individuels, tel que montré à la Figure 5.21.

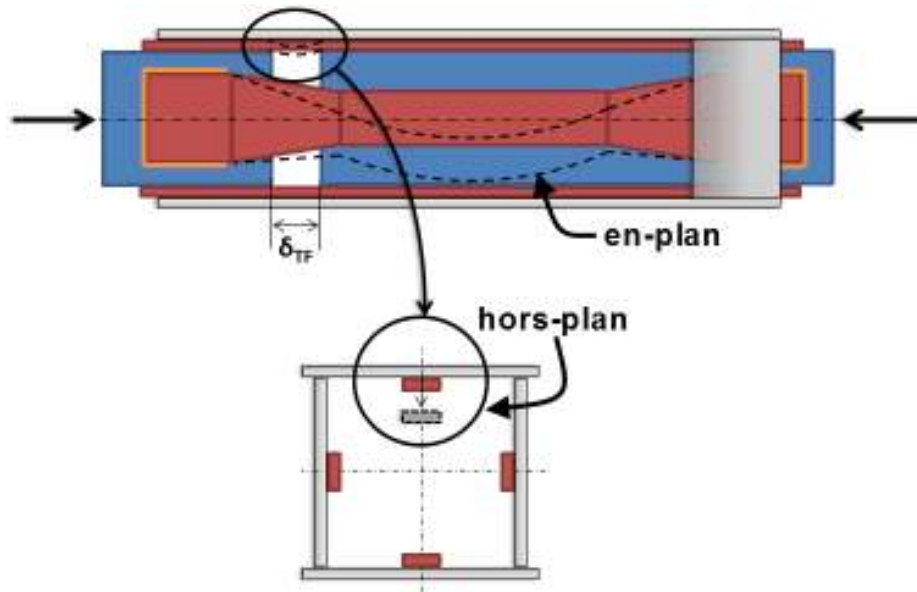


Figure 5.21: Flambements en-plan et hors-plan possibles d'un des fusibles, FDA fait de quatre fusibles découpés dans une plaque

5.8.8.2.1 Critère d'élancement global hors-plan

Le critère d'élancement hors-plan à satisfaire est :

$$(78) \quad K \cdot \delta_{F,max} / r_{min} \leq 20$$

Tout comme pour les cornières, on peut utiliser une valeur de $K = 0.65$; et r_{min} est le rayon de giration minimal obtenu de l'Équation 69, soit : $0.29 \cdot t_F$. Ainsi, à partir des valeurs proposées, on trouve que : $t_F \geq 0.11 \cdot \delta_{F,max}$. Aux fins de simplification, la vérification est faite sur l'allongement de la partie réduite du fusible seulement, $\delta_{F,max}$, ce qui exclut les déformations des zones de transition.

5.8.8.2.2 Critère d'élancement global en-plan

Le critère d'élancement en-plan à satisfaire est :

$$(79) \quad K \cdot (L_F + \delta_{F,\max}) / r_{\max} \leq 20$$

Tout comme pour le flambement en-plan, on peut utiliser une valeur de $K = 0.65$; le produit de $(L_F + \delta_{F,\max})$ correspond à longueur finale anticipée du segment à section réduite du fusible (L_F), une fois allongé à $\delta_{F,\max}$; et r_{\max} est le rayon de giration maximal, obtenu de l'Équation 69. Ainsi, à partir des valeurs proposées, on trouve que : $b_F \geq 0.11 \cdot (L_F + \delta_{F,\max})$.

La plupart du temps, cette limite est difficile à rencontrer pour ce type de fusible. Dans ce cas, une paire de cales est ajoutée sur le côté des fusibles, tel que montré à la Figure 5.22, pour assurer leur stabilité en-plan. Ainsi, à partir du critère d'élanement, on peut déterminer la longueur requise des cales. Celles-ci sont ensuite disposées de part et d'autre, à mi-longueur du fusible.

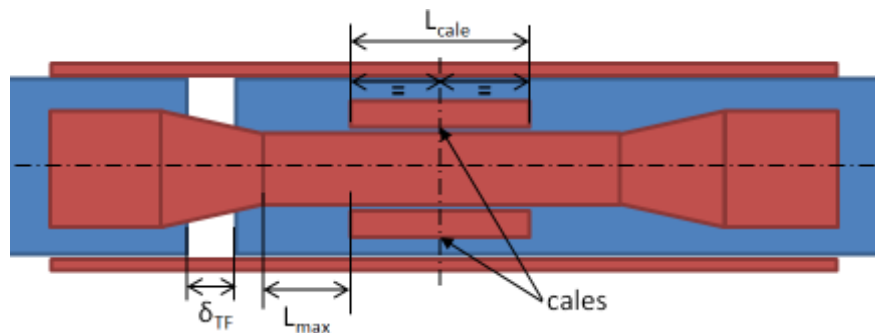


Figure 5.22: Ajout de cales de stabilité sur le côté des fusibles, FDA fait de quatre fusibles découpés dans une plaque

La longueur minimale requise des cales de stabilité est donnée par :

$$(80) \quad L_{\text{cale}} \geq L_{\text{cale,min}} = \max \left[(L_F + \delta_{F,\max}) - 2 (20 \cdot r_{\max} / K) ; 40 \text{ mm} \right]$$

où le produit de $(20 \cdot r_{\max} / K) = 9 \cdot b_F$. À noter que l'équation peut donner une longueur négative, ce qui indique qu'il suffirait de couper la longueur du fusible (L_F) en deux. Dans ce cas, une

longueur minimale de 40 mm est exigée, ce qui correspond à la longueur minimale prescrite pour les soudures d'angle. En choisissant une longueur de cale, on peut vérifier l'Équation 79 en remplaçant le terme $(L_F + \delta_{F,\max})$ par : $[(L_F + \delta_{F,\max}) - L_{\text{cale}}] / 2$, ce qui correspond à la longueur L_{\max} montrée à la Figure 5.22.

Également, la paire de cales de stabilité doit avoir la même épaisseur que les fusibles, $t_{\text{cale}} = t_F$, et doit être soudée sur toute sa longueur, côté opposé du fusible seulement. En aucun cas il ne doit y avoir de soudure sur les côtés des cales, afin d'éviter une soudure entre le fusible et les cales. On peut déterminer la largeur maximale des cales de stabilité de la manière suivante :

$$(81) \quad w_{\text{cale}} \leq w_{\text{cale,max}} = \frac{1}{2} [(d_{\text{HSS}} - 4t_{\text{HSS}}) - b_F - 2D]$$

où D est la grosseur des cordons de soudure des cales.

5.8.9 Autres vérifications et dimensionnement des soudures du FDA

Une fois la largeur b des quatre fusibles choisie, la prochaine étape consiste à compléter le dimensionnement de manière conventionnelle et à concevoir les cordons de soudure des fusibles, de sorte que le FDA puisse développer sa pleine résistance anticipée, $T_{F,\max}$. Tout d'abord, on vérifie la plastification de la diagonale à l'aire brute et à l'aire nette, au droit des fentes d'insertion des plaques de transfert, situées aux extrémités de la diagonale :

$$(82) \quad T_r = \phi A F_y \geq T_{F,\max}$$

$$(83) \quad T_r = \phi_u A_n F_u \geq T_{F,\max}$$

où $\phi = 0.90$ et $\phi_u = 0.75$, respectivement; A est l'aire brute de la diagonale; A_n , l'aire nette au droit de la fente d'insertion; et F_y et F_u sont les valeurs de résistance nominale de la diagonale. À noter que $F_y = 345$ MPa et $F_u = 427$ MPa pour les profilés américains HSS rectangulaires de nuance ASTM A500 et de nuance C.

Ensuite, on doit dimensionner les cordons de soudure des fusibles selon les exigences de la norme canadienne CSA S16-09. Pour les cornières, celles-ci sont reliées à la diagonale à l'aide d'une paire de cordons latéraux seulement. Ainsi, on doit vérifier que :

$$(84) \quad V_{r(\theta=0^\circ)} = 2[0.67\phi_w A_w X_u] \geq T_{F,\max}/4$$

où $\phi_w = 0.67$; A_w est la surface critique du cordon de soudure, soit $A_w = 0.707 \cdot D \cdot L_w$; X_u , la contrainte de rupture du métal d'apport compatible, soit 490 MPa pour la nuance 300W; D , la grosseur nominale du cordon; et L_w , la longueur du cordon. À noter que l'équation tient déjà compte du facteur d'orientation du cordon, $(1 + 0.5\sin^{1.5}\theta)$, et qu'il n'y a aucune vérification sur le métal de base lorsque l'électrode compatible est utilisée. De plus, les cordons de soudures doivent respecter les critères montrés à la Figure 5.23.

Pour les FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier, ceux-ci sont reliés à la diagonale à l'aide d'un cordon frontal, en plus d'une paire de cordons latéraux. Ainsi, on doit combiner les résistances pondérées des différents cordons de soudure de la manière suivante, selon la norme canadienne CSA S16-09 :

$$(85) \quad V_{r(\theta=90^\circ)} = 0.67\phi_w A_w X_u (1.5)$$

$$(86) \quad V_{r(\theta=0^\circ)} = 0.67\phi_w A_w X_u (1) * \left[\frac{0.85 + 0}{0.85 + 90/600} \right] = 0.67\phi_w A_w X_u * 0.85$$

$$(87) \quad V_r = V_{r(\theta=90^\circ)} + 2 V_{r(\theta=0^\circ)} \geq T_{F,\max}/4$$

Le terme entre crochets de l'Équation 86 est le facteur de réduction M_w donné dans la norme CSA S16-09 pour tenir compte du fait qu'il y a plus d'une orientation de soudure. De plus, les cordons de soudures doivent respecter les critères montrés à la Figure 5.23. Ainsi, selon cette référence, les longueurs des trois cordons doivent être d'au moins 40 mm.

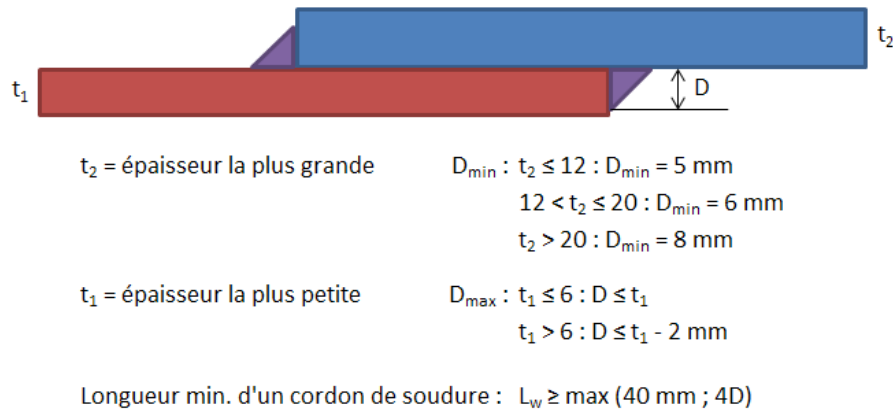


Figure 5.23: Limites de grosseur des soudures d'angle (Beaulieu et *al.*, 2008)

On doit également vérifier la résistance pondérée en traction du FDA à l'aire nette effective, A_{ne} , en tenant compte du décalage en cisaillement. La vérification se fait aux extrémités des fusibles du FDA, sur la longueur L_w , en considérant la largeur b et selon la norme CSA S16-09. Pour les cornières, la vérification est, en se référant à la Figure 5.13 :

Avec $w = b - t$

Si $L_w \geq 2w$ $\rightarrow A_{n2} = 1.00 w \cdot t$

Si $2w > L_w \geq w$ $\rightarrow A_{n2} = 0.50 w \cdot t + 0.25 L_w \cdot t$

Si $w > L_w$ $\rightarrow A_{n2} = 0.75 L_w \cdot t$

Si on tient compte du rayon de congé dans la cornière, on peut ajouter l'aire du congé, $A_r = 0.2146 \cdot r^2$, à l'aire A_{n2} .

(88) $A_{ne} = 4 \cdot A_{n2}$

(89) $T_r = \phi_F A R_y F_y \cdot \frac{1}{\phi_F} \geq T_{F,\max}$

(90) $T_r = \phi_u A_{ne} R_t F_u \cdot \frac{1}{\phi} \geq T_{F,\max}$

où $\phi = 0.90$; $\phi_F = 0.95$ si les propriétés mécaniques du matériau sont connues et $\phi_F = 0.90$ dans le cas contraire; $\phi_u = 0.75$; A est l'aire brute aux extrémités des cornières, soit $A = 4 \times [(b-t_F) \cdot t_F + 0.2146 r^2]$; et A_{ne} est l'aire effective aux extrémités des cornières (Équation 88). Comme c'est le comportement ductile du FDA qui est exploité, il est préférable de s'assurer que $AR_yF_y < A_{ne}R_tF_u$. Ainsi, on s'assure que la plastification aux extrémités gouverne avant la rupture sous l'aire nette effective.

La valeur de R_yF_y à utiliser dans l'Équation 89 est : 1) 385 MPa lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues et qu'aucune déformation maximale $\epsilon_{F,max}$ n'a été choisie pour le FDA; 2) la valeur R_yF_y du Tableau 5.3 associée au type de fusible utilisé lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues mais qu'une déformation maximum $\epsilon_{F,max}$ a été choisie; et 3) F_{yF} mesuré lorsque les propriétés mécaniques de l'acier du fusible sont connues.

La valeur de R_tF_u à utiliser dans l'Équation 90 est : 1) 540 MPa lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues et qu'aucune déformation maximum $\epsilon_{F,max}$ n'a été choisie; 2) la valeur R_tF_u du Tableau 5.3 associée au type de fusible utilisé lorsque les propriétés mécaniques du matériau sont inconnues mais qu'une déformation $\epsilon_{F,max}$ a été choisie; et 3) F_{uF} mesuré lorsque les propriétés mécaniques de l'acier du fusible sont connues.

À noter que dans l'Équation 90, le coefficient de tenue est ϕ et non ϕ_F car c'est le résultat de ϕ_u/ϕ qui importe. Bien que ces deux vérifications peuvent sembler anodines, car c'est le FDA qui se plastifie et que les extrémités sont normalement assez larges pour être en régime élastique, ces deux vérifications permettent au concepteur de s'assurer qu'il n'y aura aucune plastification ou de rupture à l'aire nette effective, aux extrémités des cornières.

Pour les FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier, la vérification est similaire à celle pour les cornières, mais il faut également tenir compte du cordon frontal dans A_{ne} . La vérification devient, en se référant à la Figure 5.13 :

Cordon frontal :

Avec $w = L_w$ frontal $\rightarrow A_{n1} = w * t$

(Si le cordon couvre toute la largeur b , alors $L_w = b$)

Cordons latéraux (applicable seulement lorsque L_w frontal $< b$) :

Avec $w = b$

Si $L_w \geq 2w \rightarrow A_{n2} = 1.00 w * t$

Si $2w > L_w \geq w \rightarrow A_{n2} = 0.50 w * t + 0.25 L_w * t$

Si $w > L_w \rightarrow A_{n2} = 0.75 L_w * t$

$$(91) \quad A_{ne} = 4[\min (w \cdot t ; A_{n1} + A_{n2})]$$

On utilise les Équations 89 et 90 pour faire les deux vérifications, mais avec $A = 4(b * t_F)$, et avec A_{ne} donnée de l'Équation 91. À noter que la somme de $A_{n1} + A_{n2}$ ne peut être prise plus grande que l'aire brute, soit $w * t = b * t$. De plus, tel qu'indiqué, si la longueur du cordon frontal $L_w = b$, alors il n'y a pas de décalage en cisaillement et l'aire A_{n2} n'a pas besoin d'être déterminée. À ce moment, l'Équation 90 n'a pas besoin d'être vérifiée.

Enfin, la dernière vérification sur le fusible consiste à s'assurer qu'il n'y aura aucune déchirure du fusible autour des soudures, selon les prescriptions de la norme CSA S16-09. Pour les FDA faits de quatre cornières, la vérification est la suivante :

$$(92) \quad T_r + V_r = 2 \left[\phi_u 0.6 A_{gv} \frac{R_y F_y + R_t F_u}{2} * \frac{1}{\phi} \right] \geq T_{F,max} / 4$$

où $\phi_u = 0.75$ et $\phi = 0.90$; A_{gv} est l'aire cisailée, soit $A_{gv} = L_w * t_F$, dans lequel L_w est la longueur des cordons de soudures latéraux.

Pour les FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque en acier :

$$(93) \quad T_r + V_r = \phi_u \left[U_t A_n R_t F_u + 2 \left(0.6 A_{gv} \frac{R_y F_y + R_t F_u}{2} \right) \right] * \frac{1}{\phi} \geq T_{F,max}/4$$

où $\phi_u = 0.75$ et $\phi = 0.90$; $U_t = 1.0$; A_n est l'aire en traction, soit $A_n = b * t_F$; A_{gv} est l'aire cisailée, soit $A_{gv} = L_w * t_F$.

5.9 Conception des assemblages et détails

5.9.1 Conception de la boîte de confinement

Maintenant que le FDA est conçu, il doit être confiné dans une boîte en acier afin d'éviter le flambement hors-plan des fusibles. La Figure 5.24 présente les configurations courantes. Comme on peut le remarquer, la boîte de confinement peut être faite de quatre plaques assemblées ou d'un profilé tubulaire HSS plus grand. Afin d'assurer l'intégrité structurale de la diagonale, la rigidité en flexion de la boîte doit être au moins égale à celle de la diagonale. De plus, bien que la rigidité axiale de la boîte n'affecte pas le comportement du système, on recommande tout de même que l'aire de section de la boîte de confinement soit égale ou supérieure à celle de la diagonale.

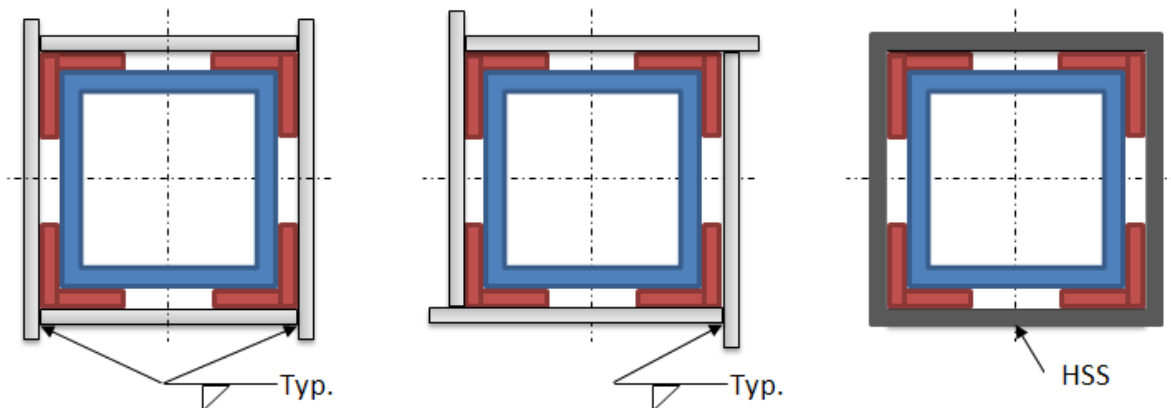


Figure 5.24: Configurations courantes de la boîte de confinement

Ensuite, pour les boîtes assemblées, elles doivent être assemblées avec des soudures d'angle continues sur toute la longueur de la boîte, $L_{\text{boîte}}$, afin d'éviter qu'un des fusibles chargés en compression puisse flamber et ouvrir la boîte. Cette situation s'est d'ailleurs produite lors d'un des essais en laboratoire sur les diagonales courtes (programme expérimental C) dû à un écartement trop grand entre les cordons de soudure, comme en témoigne la Figure 5.25.



Figure 5.25: Flambement d'une des cornières, dû à un manque de cordons de soudure

De plus, en l'absence d'une méthode de calcul éprouvée, il est recommandé que la grosseur des cordons de soudure de la boîte de confinement assemblée soit suffisante pour développer la pleine capacité des plaques de la boîte de confinement.

Pour les FDA faits de fusibles découpés dans une plaque, les parois de la boîte assemblée doivent être suffisamment épaisses pour limiter leur déformation en flexion hors-plan. En effet, une fois le FDA allongé à $\delta_{TF,max}$ et que la charge s'inverse, la diagonale se comprime de même que le FDA. À mesure que la charge de compression augmente dans la diagonale, celle-ci flambe dans la direction hors-plan. Par contre, l'assemblage fusible-boîte ne permet pas de recréer à 100% l'intégrité de la diagonale (milieu continu) et un désalignement des deux segments de la diagonale se produit avec le flambement de cette dernière. Par conséquent, un des fusibles se bute sur une des parois de la boîte, ce qui exerce une pression sur cette dernière, qui à son tour se met à se déformer, comme en témoigne la Figure 5.26.



Figure 5.26: Flexion hors-plan d'une des parois de la boîte de confinement

Ainsi, les plaques de la boîte devraient être assez épaisses pour résister à la poussée des fusibles, sans qu'elles ne plastifient. Une solution possible pour remédier à ce problème serait d'introduire, à l'intérieur de la diagonale, un segment de tube HSS ou assemblé afin de fournir une rigidité latérale suffisante pour bloquer le glissement hors-plan de la diagonale. D'ailleurs, cette solution a été déjà utilisée dans la passé (Tremblay et Bouatay, 1999).

En somme, la boîte doit être suffisamment longue pour compenser pour l'allongement du FDA ($\delta_{TF,max}$) ainsi que fournir une inertie suffisante pour recréer le milieu continu de la diagonale. Sur la base de ces observations, la conception suivante est proposée pour les boîtes assemblées :

5.9.1.1 Critère de rigidité

Les propriétés géométriques de la boîte doivent être déterminées, afin de satisfaire les critères de rigidité. Les formules suivantes sont tirées du HSC :

$$(94) \quad b_{\text{boîte}} = d_{\text{HSS}} + 2t_F + 2t_{\text{boîte}}$$

$$(95) \quad b_1 = d_{\text{HSS}} + 2t_F$$

$$(96) \quad A_{\text{boîte}} = (b_{\text{boîte}})^2 - b_1^2$$

$$(97) \quad I_{\text{boîte}} = [(b_{\text{boîte}})^4 - b_1^4] / 12$$

où $t_{\text{boîte}}$ est l'épaisseur de la plaque utilisée pour la confection de la boîte. La Figure 5.27 présente les deux dimensions nécessaires pour calculer l'inertie de la boîte.

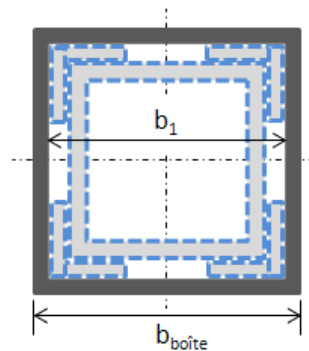


Figure 5.27: Dimensions utilisées pour calculer l'inertie de la boîte

Ainsi, on doit vérifier que :

$$A_{\text{boîte}} \geq A_{\text{HSS}} \text{ et } I_{\text{boîte}} \geq I_{\text{HSS}}$$

où A_{HSS} et I_{HSS} sont l'aire et l'inertie de la diagonale, respectivement. Également, l'épaisseur des parois de la boîte doit être au moins la même que celle de la diagonale HSS, soit : $t_{\text{boîte}} \geq t_{\text{HSS}}$.

5.9.1.2 Critère de flexion

Le confinement doit offrir un moment de résistance en flexion élastique, $M_y (= S * F_y)$, égal ou supérieur au moment de résistance en flexion plastique, $M_p (= Z * F_y)$, de la diagonale afin d'éviter toute plastification en flexion de la boîte. Ainsi, pour une diagonale de section HSS, on doit vérifier que :

$$S_{\text{boîte}} * F_{y,\text{boîte}} \geq Z_{x,\text{HSS}} * F_{y,\text{HSS}}$$

où $Z_{x,HSS}$ est le module de section plastique de la diagonale HSS; $F_{y,HSS}$ est la limite élastique nominale de la diagonale HSS; et $F_{y,boîte}$ est la limite élastique nominale de la boîte de confinement. Le module de section élastique de la boîte, $S_{boîte}$, est obtenu de l'équation suivante :

$$(98) \quad S_{boîte} = \frac{[(b_{boîte})^4 - b_1^4]}{(6 \cdot b_{boîte})}$$

5.9.1.3 Critère d'élancement des parois

On doit vérifier que l'élancement des parois de la boîte, assemblée ou non, respecte le critère suivant, pour éviter le voilement local :

$$(99) \quad b_e/t_{boîte} \leq 670/\sqrt{F_y} \quad (\cong 35.8 \text{ pour } F_y = 350)$$

où $b_e = b_1$ (Équation 95), dans le cas d'une boîte assemblée, et $b_e = d_{HSS} - 4 \cdot t_{HSS}$, dans le cas d'un tube HSS plus grand utilisé comme boîte de confinement.

5.9.1.4 Longueur de chevauchement

La longueur de chevauchement, L_d , soit la distance entre la coupe du HSS et l'extrémité du FDA, doit être suffisante pour permettre de développer $M_{p,HSS}$ ainsi que le transfert de $M_{p,HSS}$ entre la diagonale HSS et le confinement, sans qu'il n'y ait de rupture en cisaillement de ces deux éléments. En supposant que la section HSS développe $M_{p,HSS}$, l'effort tranchant induit dans le HSS est égal à : $M_{p,HSS} / L_d$. De manière simplificatrice, on détermine le moment plastique, $M_{p,HSS}$, et l'effort tranchant plastique, $V_{p,HSS}$, de la diagonale de la manière suivante :

$$(100) \quad M_{p,HSS} \approx \left[2 \cdot d_{HSS} \cdot t \cdot \frac{d_{HSS}}{2} + 2 \cdot \frac{t \cdot d_{HSS}^2}{4} \right] \cdot F_y = 1.5 \cdot d_{HSS}^2 \cdot t \cdot F_y$$

$$(101) V_{p,HSS} = 2 \cdot 0.6 \cdot d_{HSS} \cdot t \cdot F_y$$

Ainsi, $1.2 \cdot d_{HSS} \cdot t \cdot F_y \cdot L_d > 1.5 \cdot (d_{HSS})^2 \cdot t \cdot F_y$, ce qui donne $L_d > 1.25 \cdot d_{HSS}$. Également, l'effort tranchant crée une force de contact égale à : $1.5 \cdot (d_{HSS})^2 \cdot t \cdot F_y / L_d$. Cette force est appliquée sur la face intérieure des semelles du confinement. Si le confinement à la même épaisseur que le HSS, soit $t_{boîte} = t_{HSS}$, alors la résistance disponible du confinement au déchirement est : $R_{conf} = 2 \cdot 0.6 \cdot t \cdot F_y \cdot L_d / 2$. En effet, lors du transfert de $M_{p,HSS}$ du HSS au confinement, on suppose que le HSS s'appuie verticalement sur la semelle inférieure du confinement, soit $L_d/2$, et qu'il s'appuie contre la semelle supérieure du confinement sur l'autre moitié ($L_d/2$) du chevauchement. Ainsi, $0.6 \cdot t \cdot F_y \cdot L_d > 1.5 \cdot (d_{HSS})^2 \cdot t \cdot F_y / L_d$, ce qui donne $L_d > 1.6 \cdot d_{HSS}$. Bien que ces estimations de la longueur L_d requise sont basées sur des calculs simplistes, une longueur de chevauchement de $L_d \geq 2 \cdot d_{HSS}$ est suggérée, pour assurer que ce dernier puisse transmettre le $M_{p,HSS}$. Ainsi, le FDA devra au minimum avoir une longueur $L_{total,F}$ de $4 \cdot d_{HSS}$, ce qui correspond à avoir la coupe de la diagonale à mi-longueur du FDA, c'est-à-dire à $L_{total,F}/2$.

5.9.1.5 Longueur de la boîte de confinement

La boîte de confinement doit être suffisamment longue pour couvrir le FDA, une fois allongé à $\delta_{TF,max}$ (Équation 74). Ainsi, la longueur de la boîte de confinement, $L_{boîte}$, minimale est :

$$(102) L_{boîte} \geq L_{boîte,min} = L_{total,F} + \delta_{TF,max}$$

où $L_{total,F}$ est la longueur totale réelle du FDA (Équation 59), incluant les longueurs L_w . On doit également relier l'extrémité inférieure de la boîte avec le FDA. Ceci est fait avec une série de cordons de soudure à l'une des extrémités de la boîte de confinement.

5.9.1.6 Soudures d'assemblage

Les soudures d'assemblage de la boîte de confinement devraient permettre de transférer l'effort de cisaillement de $0.6 \cdot t \cdot F_y$ de la diagonale, ceci pour éviter l'ouverture du confinement par la

force de contact entre la diagonale et le confinement. De plus, les cordons de soudure de la boîte de confinement doivent être continus.

Enfin, la conception proposée de la boîte de confinement n'est qu'une première ébauche. En effet, la présente recherche n'a pas porté sur la conception du confinement. Par conséquent, des études supplémentaires sont requises pour compléter la conception de ce dernier.

5.9.2 Conception des assemblages

Dans le cadre de ce projet de recherche, nous avons exploré la possibilité de former les charnières ailleurs que dans les goussets. Rappelons que celles-ci se forment aux extrémités de la diagonale lorsque celle-ci flambe et par ailleurs, tel que décrit au chapitre 2, les goussets ainsi que les assemblages du SRFS doivent permettre cette rotation ductile de la diagonale. Cette exigence est normalement satisfaite en laissant un espace d'au moins 2 fois l'épaisseur du gousset, t_g , dans les goussets, tel que montré à la Figure 5.28.

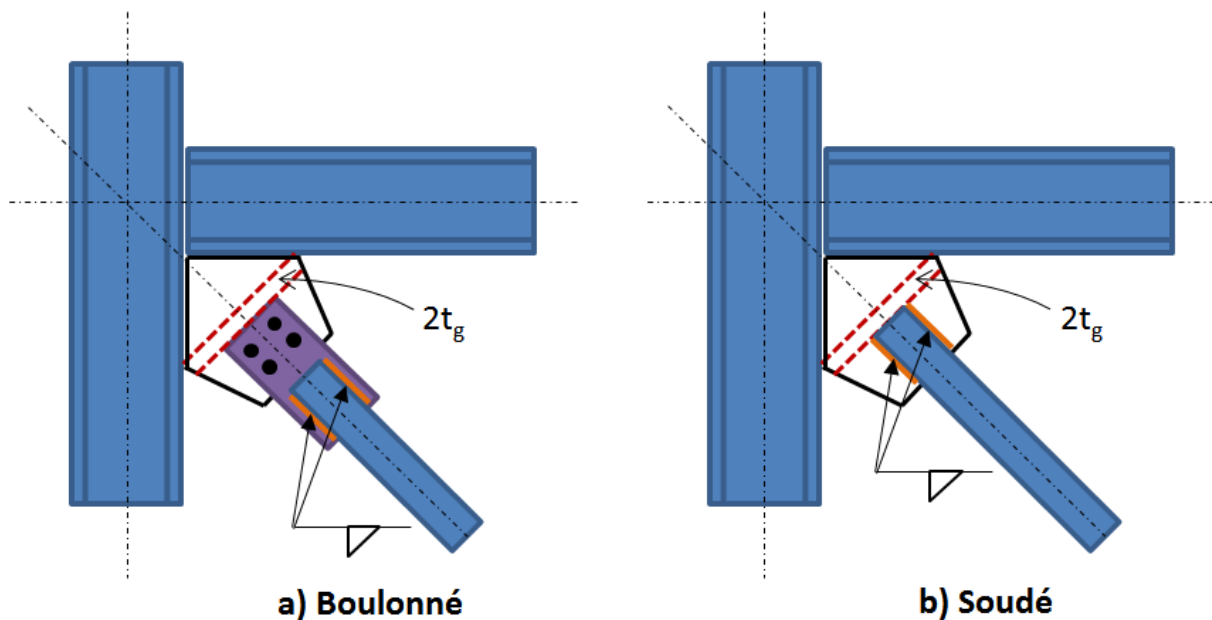


Figure 5.28: Charnière pour permettre la rotation ductile dans le gousset

Par contre, cette exigence a pour conséquence d'allonger et de grossir de manière significative le gousset. De plus, pour un assemblage boulonné, on doit s'assurer que la rigidité et la résistance flexionnelles de la plaque de transfert soient plus grandes que celles du gousset. Par contre, cette exigence est souvent difficile à rencontrer et, par conséquent, la plaque de transfert doit être renforcée pour la plupart des assemblages boulonnés. Pour éviter ce renforcement coûteux, nous proposons de déplacer la charnière de sorte qu'elle se forme dans les plaques de transfert, aux extrémités de la diagonale, plutôt que dans les goussets. Ainsi, c'est maintenant le gousset qui doit être plus résistant et rigide, ce qui est plus facilement satisfait. Cette alternative offre aussi l'avantage, entre autres, de ramener le gousset à une dimension plus conventionnelle. La Figure 5.29 présente la position de la charnière proposée.

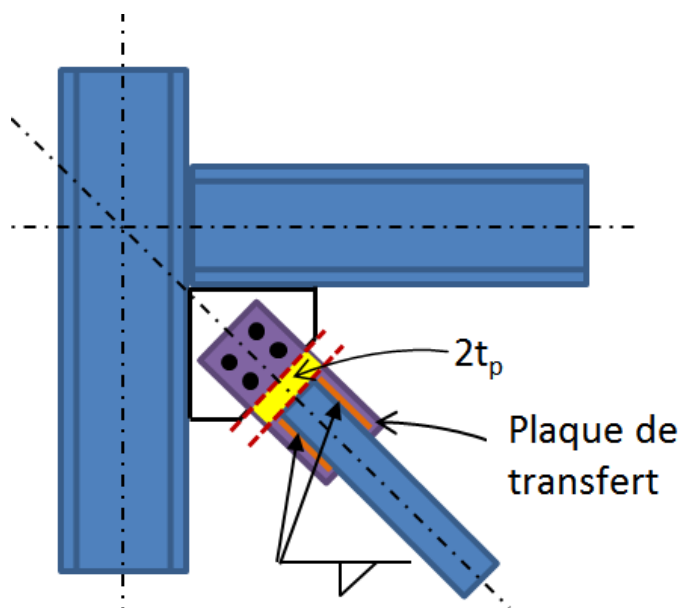


Figure 5.29: Position de la charnière proposée, assemblage boulonné

Dans le cadre du programme expérimental D, cette alternative a été utilisée pour les essais cycliques sur les diagonales longues. Comme en témoigne la Figure 5.30, en plus de la charnière à mi-longueur de la diagonale, les deux charnières se sont produites dans les deux plaques de transferts, aux extrémités de la diagonale, comme cela était prévu.

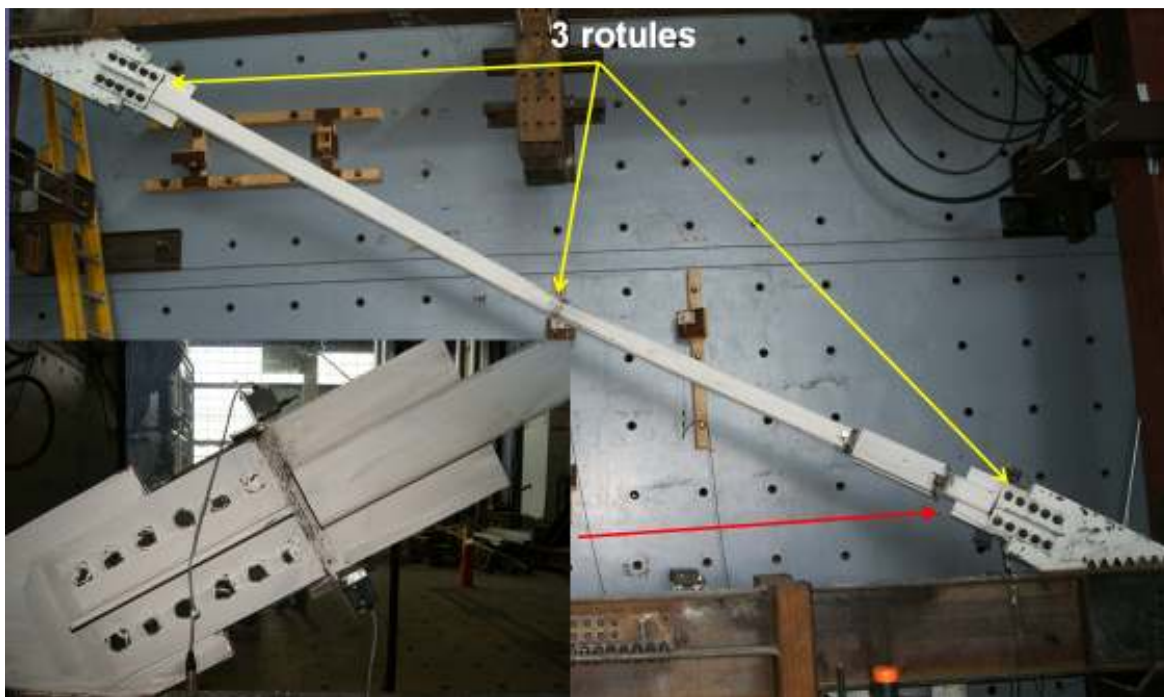


Figure 5.30: Déplacement des charnières d'extrémité lors d'un essai en laboratoire (voir aussi chapitre 6)

Afin d'obtenir les charnières dans les plaques de transfert, nous avons développé la procédure de conception suivante. Il faut noter que cette procédure n'a pas fait l'objet d'une vérification rigoureuse durant les essais du programme expérimental D. Cependant, elle repose sur des hypothèses conservatrices et des principes reconnus et, pour tous les spécimens, on a pu obtenir le comportement désiré.

5.9.2.1 Conception de la plaque de transfert

- a) La plaque de transfert est d'abord dimensionnée de manière traditionnelle : résistance en traction sur l'aire brute, A_g ; résistance en traction sur l'aire nette, A_n ; résistance en traction sur l'aire nette effective, A_{ne} ; résistance à la pression diamétrale, B_r ; résistance à la traction et cisaillement combinés, $T_r + V_r$; dimensionnement des soudures; etc.
- b) Pour permettre la formation de la charnière, un espace net d'au moins 2 fois l'épaisseur de la plaque de transfert, t_p , doit être prévu entre l'extrémité de la diagonale et l'extrémité du gousset.

- c) On doit vérifier que la résistance en compression de la plaque est supérieure à la résistance probable en compression de la diagonale, C_u^I (Équation 45), pour s'assurer qu'elle ne flambera pas avant le flambement global de la diagonale :

$$(103) C_{r,p} = \phi A_p F_{y,p} (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \geq C_u^I$$

$$\text{Avec } \lambda = \frac{K L_p}{r_{\min,p}} \sqrt{\frac{F_{y,p}}{\pi^2 E}}$$

où $\phi = 0.9$; A_p est l'aire de la plaque de transfert; $F_{y,p}$, la limite élastique nominale de la plaque; $K = 1.2$; $r_{\min,p} = t_p / \sqrt{12} = 0.29 t_p$; $E = 200\,000$ MPa; $n = 1.34$; et L_p est la longueur de la plaque, entre l'extrémité de la diagonale et le premier trou de boulon, soit : $2t_p + e_g$, où e_g est la distance d'extrémité du gousset, tel que montré à la Figure 5.31.

- d) On doit déterminer le moment M_f auquel doit résister le gousset lorsque la charnière se forme dans la plaque de transfert. Ce moment est obtenu de l'interaction compression-flexion, en considérant les résistances probables en compression et flexion de la plaque de transfert, C_{pr} et M_{pr} :

$$(104) M_f = \left[1 - \frac{C_u^I}{A_p R_y F_{y,p}} \right] \cdot M_{pr}$$

où le produit $R_y F_{y,p} = 385$ MPa; et $M_{pr} = 1.1 Z_{x,p} R_y F_{y,p}$, avec $Z_{x,p} = b_p t_p^2 / 4$. À noter que, de manière conservatrice, le facteur d'amplification U_1 pour les effets $P-\delta$ est négligé dans l'équation d'interaction de M_f .

- e) On doit déterminer la rigidité relative de la plaque de transfert :

$$(105) k_p = I_p / L_p = \frac{b_p t_p^3}{12 L_p}$$

- f) Comme la charnière ductile doit se développer dans la plaque de transfert, il est souhaitable d'avoir un mode de rupture ductile en traction, c'est-à-dire respecter le critère suivant :

$$(106) A_{p,g} F_{y,p} < A_{p,n} F_{u,p}$$

où $A_{p,g}$ est l'aire brute de la plaque, et $A_{p,n}$ l'aire nette de la plaque au droit des boulons.

5.9.2.2 Conception des boulons

Tel que montré à la Figure 5.31, le groupe de boulons doit résister à un effort de traction et de cisaillement combinés lors du flambement de la diagonale. Par contre, à ce jour, aucune étude n'a été réalisée sur ce sujet.

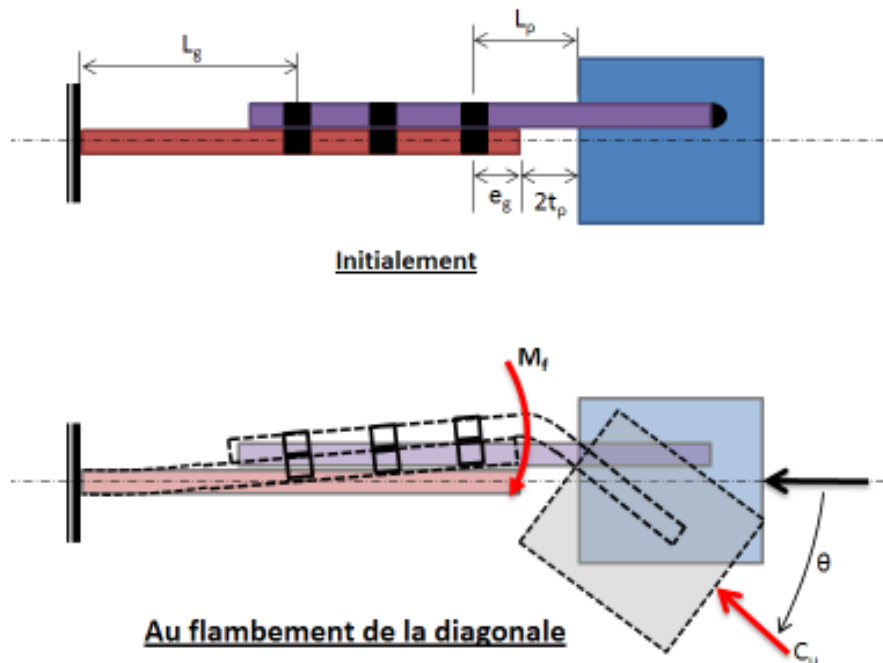


Figure 5.31: Comportement et déformation de l'assemblage gousset-diagonale

Ainsi, de manière conservatrice, il est proposé de dimensionner les boulons de la manière suivante :

- a) Les boulons sont d'abord dimensionnés de manière traditionnelle pour transmettre en cisaillement l'effort axial maximum imposé par la diagonale, en supposant que la charge est concentrique et qu'il n'y pas d'effort de traction dans les boulons. Ainsi :

$$V_r \text{ boulons} \geq \max(T_{F,\max} ; C_u^I)$$

où $T_{F,\max}$ est la résistance anticipée maximale développée par le FDA.

- b) En compression, les boulons doivent résister à l'effet combiné du moment M_f induit par la plaque de transfert lorsque la charnière se développe, et du cisaillement provoqué par la force de compression C_u^I imposée par la diagonale. On suppose que le moment M_f induit dans les boulons un effort de traction qui augmente en proportion de la distance séparant les boulons de l'extrémité du gousset, tel que présenté à la Figure 5.32 :

$$(107) T_f = M_f \cdot \frac{\sum d_i}{\sum (d_i^2)}$$

$$(108) T_{f,T} = T_f \cdot \frac{d_T}{\sum d_i}$$

où M_f est le moment donné par l'Équation 104; d_i , la distance absolue du boulon i à partir de l'extrémité du gousset ($d_1 = e_g$); $T_{f,T}$, l'effort de traction dans le boulon témoin; et d_T est la distance d_i du boulon témoin, c'est-à-dire le boulon le plus loin dans l'assemblage.

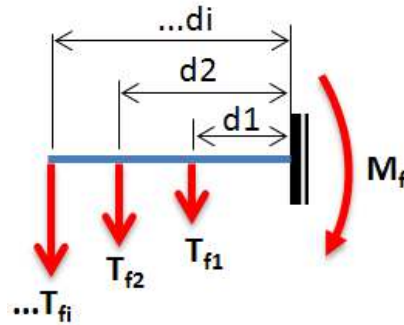


Figure 5.32: Efforts de traction induits dans les boulons par le moment M_f .

Une fois l'effort de traction maximum connu dans le boulon le plus éloigné (boulon témoin), on vérifie l'interaction traction-cisaillement pour ce boulon en supposant un effort de cisaillement $V_{f,T} = C_u^I/n$, où n est le nombre de boulons :

$$(109) \left(\frac{V_{f,T}}{V_r} \right)^2 + \left(\frac{T_{f,T}}{T_r} \right)^2 \leq 1$$

où V_r et T_r sont les résistances en cisaillement et en traction d'un seul boulon, respectivement.

5.9.2.3 Conception du gousset :

- Le gousset est d'abord dimensionné de manière traditionnelle, avec l'approche de Whitmore : résistance en traction sur l'aire brute, A_g ; résistance en traction sur l'aire nette, A_n ; résistance en traction sur l'aire nette effective, A_{ne} ; résistance à la pression diamétrale, B_r ; résistance à la traction et cisaillement combinés, $T_r + V_r$; etc.
- On doit vérifier que la résistance en compression du gousset, sans moment de flexion, soit supérieure à la résistance probable en compression de la diagonale, C_u^I . On veut ainsi s'assurer qu'il ne flambera pas avant le flambement global de la diagonale :

$$(110) C_{r,g} = \phi A_g F_{y,g} (1 + \lambda^{2n})^{-1/n} \geq C_u^I$$

$$\text{Avec } \lambda = \frac{K L_g}{r_{\min,g}} \sqrt{\frac{F_{y,g}}{\pi^2 E}}$$

où $\phi = 0.9$; A_g est l'aire effective du gousset, en considérant la largeur effective selon Whitmore; $F_{y,g}$, la limite élastique nominale du gousset; $K = 0.65$; $r_{\min,g} = t_g / \sqrt{12} = 0.29 * t_g$; $E = 200\,000$ MPa; $n = 1.34$; et L_g est la longueur moyenne de la colonne équivalente, selon l'approche de Thornton (colonne équivalente). La Figure 5.33 résume les deux approches mentionnées.

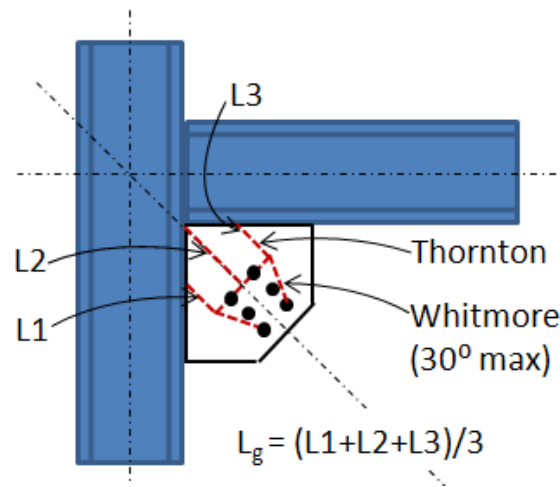


Figure 5.33: Résumé de l'approche de Whitmore et de Thornton

- c) On doit vérifier l'interaction compression-flexion du gousset, pour le moment de flexion M_f donné par l'Équation 104, en combinaison avec la capacité probable en compression de la diagonale, C_u^I :

$$(111) \quad \frac{C_u^I}{\phi A_g F_{y,g}} + \frac{M_f}{\phi Z_{x,g} F_{y,g}} \leq 1$$

où $\phi = 0.9$; A_g est l'aire effective du gousset, en considérant la largeur effective selon Whitmore; $F_{y,g}$, la limite élastique nominale du gousset; et $Z_{x,g}$, le module de section plastique, en considérant la largeur effective selon Whitmore. À noter que la vérification est faite sur la section

uniquement, sans effet d'élanement, et que le facteur d'amplification U_1 pour les effets P- δ est négligé dans l'équation d'interaction de M_f .

- d) L'épaisseur du gousset doit être au moins celle de la plaque de transfert : $t_g \geq t_p$.
- e) On doit déterminer la rigidité relative du gousset :

$$(112) k_g = I_g / L_g$$

où I_g est l'inertie effective du gousset, en considérant la largeur effective selon Whitmore; et L_p est tel que défini en (b). Ainsi, il est suggéré, par l'auteur, de s'assurer que la rigidité relative du gousset soit au moins deux fois plus rigide que celle de la plaque de transfert :

$$(113) k_g / k_p \geq 2.0$$

Le ratio de 2.0 proposé est en fait un facteur de sécurité pour tenir compte de l'imprécision à prédire les rigidités relatives exactes du gousset et de la plaque de transfert. En attendant des études plus précises sur les critères de conception pour former la charnière dans la plaque de transfert, un ratio de 2.0 est suggéré.

5.9.3 Détails des fusibles ductiles en acier

Cette section présente les principaux détails de fabrication des différents FDA. La Figure 5.34 présente les détails d'assemblage des deux types de fusible, alors que la Figure 5.35 montre les détails d'assemblage de la boîte de confinement assemblée.

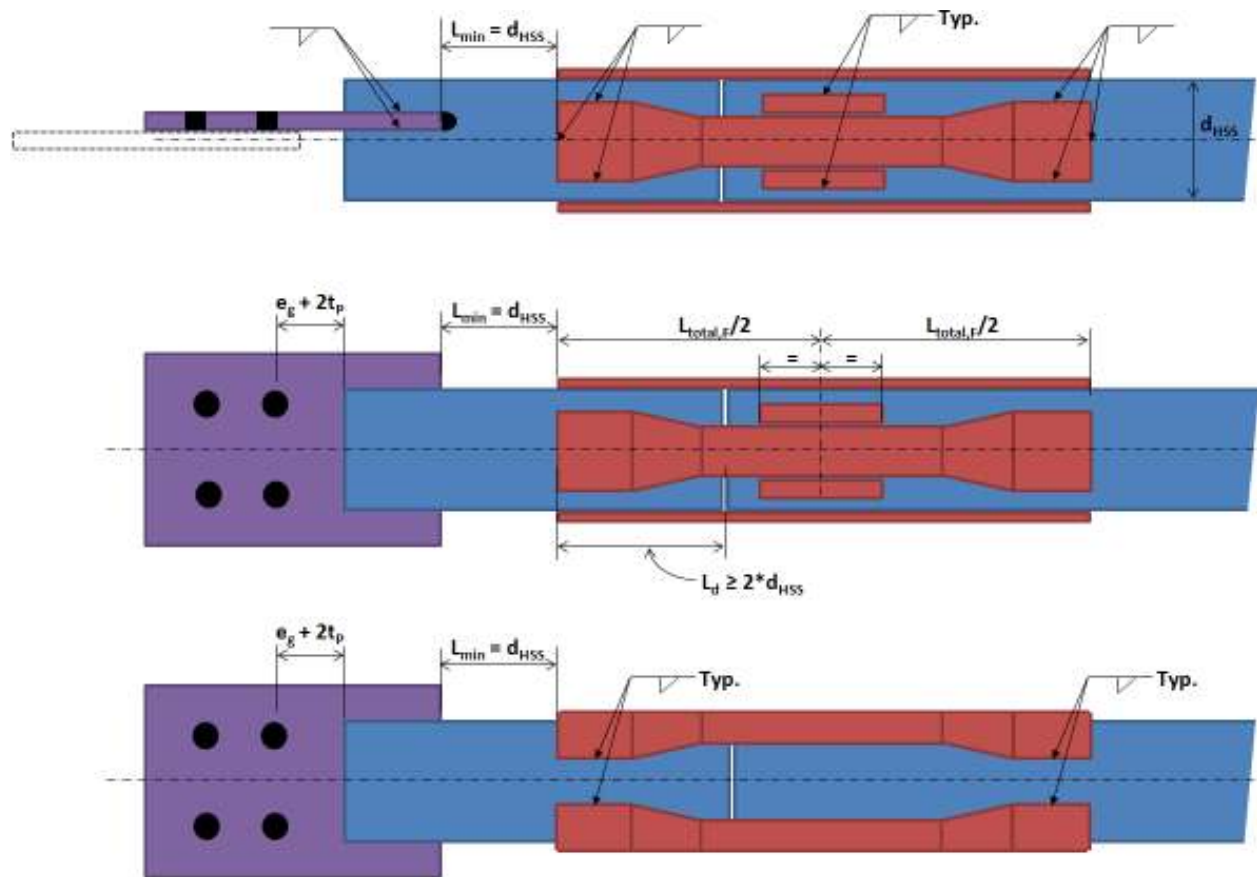


Figure 5.34: Détails d'assemblage des deux types de fusible

On remarque à la Figure 5.34 que la coupe de la diagonale doit se situer au moins à 2 fois la largeur de la diagonale HSS ($L_d \geq 2 \cdot d_{HSS}$), à partir du début du fusible, et ce pour les deux côtés de la coupe. Ainsi, ceci implique que la longueur totale minimale des fusibles est de $4 \cdot d_{HSS}$.

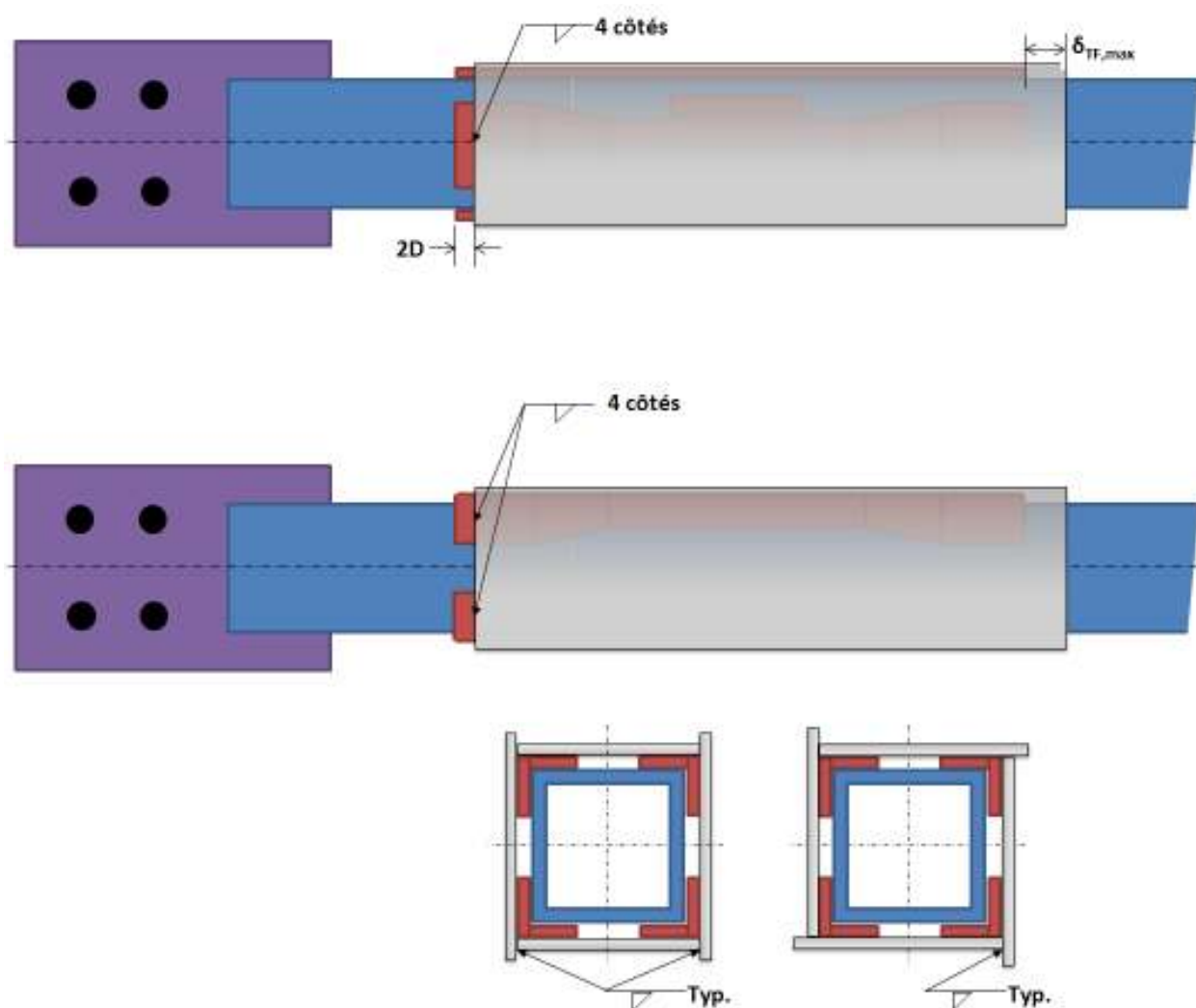


Figure 5.35: Détails d'assemblage de la boîte de confinement assemblée

5.10 Comportement anticipé du cadre contreventé avec FDA

Le comportement final anticipé sous sollicitation sismique du système est résumé aux Figures 5.36 à 5.40. Tout d'abord, la Figure 5.36 présente le cadre contreventé d'un bâtiment typique d'un étage, avec FDA dans chaque diagonale. Lorsqu'un séisme majeur frappe le bâtiment et que le cadre est sollicité, une diagonale est tendue alors que l'autre est comprimée simultanément. Commençons par décrire le comportement de la diagonale qui est tendue au départ, présentée à la Figure 5.37. Comme on le voit, si la charge développée dans la diagonale et le fusible est plus grande que la résistance élastique pondérée du fusible ($T_f > T_{rF}$), alors il y a plastification en

traction de ce dernier (en rouge) et le fusible s'allonge de manière inélastique, de même que les deux segments de diagonale s'écartent. Il n'y a aucune plastification en traction de la diagonale.

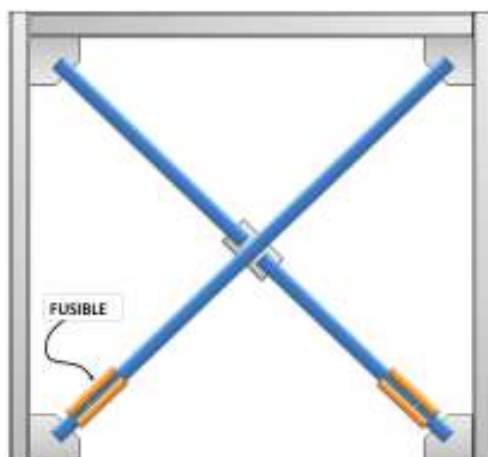


Figure 5.36: Cadre contreventé concentrique typique avec FDA

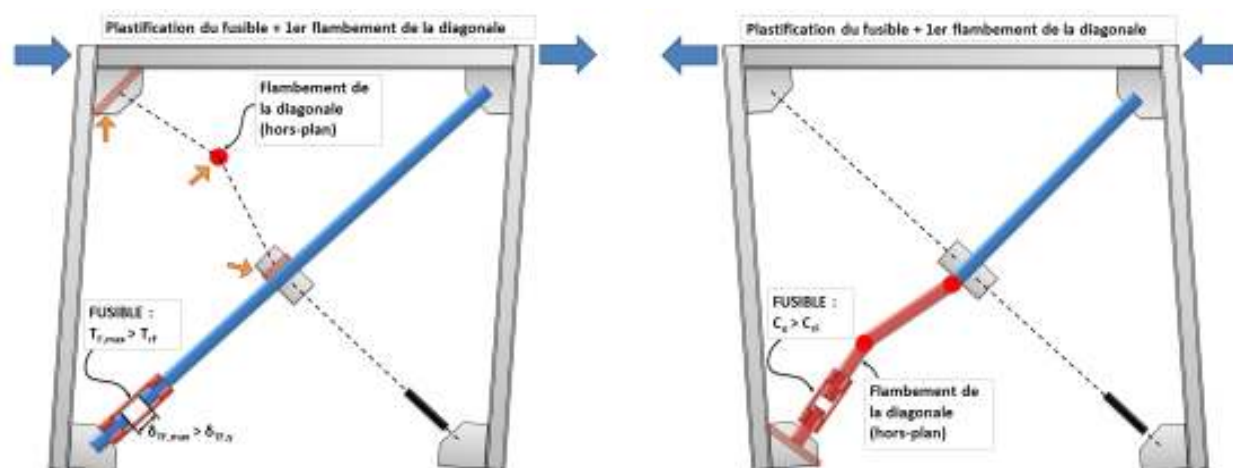


Figure 5.37: 1^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 1 tendue au départ

Lorsque la charge sismique s'inverse (1^{er} cycle toujours), cette même diagonale est comprimée. Si la charge développée dans la diagonale atteint la résistance probable en compression de la diagonale, C_u , alors cette dernière flambe. Comme la résistance en compression du fusible, C_{rF} , est plus faible que la résistance probable en compression de la diagonale ($C_u > C_{rF}$), alors le fusible se plastifie en compression.

Au début du 2^e cycle, la diagonale 1 est à nouveau en traction. Si la charge développée dans le fusible est plus élevée que la résistante atteinte dans le fusible à la fin du 1^{er} cycle, alors il se plastifie davantage en traction et le fusible s'allonge inélastiquement une fois de plus, tel que montré à la Figure 5.38. Lorsque la diagonale est à nouveau comprimée durant la deuxième moitié du 2^e cycle, celle-ci flambe. Par contre, il n'y aucune autre plastification en compression du fusible, car sa résistance en compression est plus élevée que la résistance probable au deuxième flambement de la diagonale ($C_{TF} > C_u^{II}$). Ainsi, pour le reste du séisme, le fusible se plastifie en traction et reste élastique en compression.

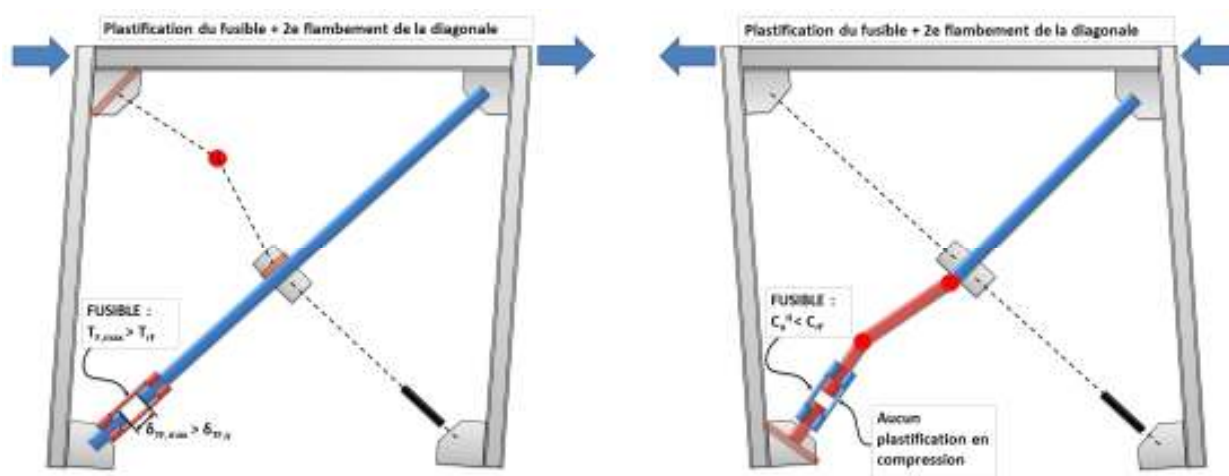


Figure 5.38: 2^e cycle de plastification du fusible, diagonale 1 tendue au départ

Maintenant, le comportement de la diagonale comprimée au départ, présentée à la Figure 5.39, est similaire à la diagonale précédente. Par contre, comme on le voit, durant la première moitié du 1^{er} cycle, la diagonale est comprimée et l'une des deux demi-longueurs flambe (demi-longueur du haut dans l'exemple montré). Comme le fusible n'a pas été allongé initialement, alors il n'y a aucune plastification en compression de ce dernier. De plus, les deux segments de la diagonale se bute l'une sur l'autre ($\delta_{TF} = 0$) et la résistance en compression développée est celle de la diagonale. Lorsque la charge s'inverse (2^e moitié du 1^{er} cycle), la diagonale est alors en traction et à ce moment, le fusible se plastifie en traction si la charge développée est plus grande que la résistance en traction du fusible.

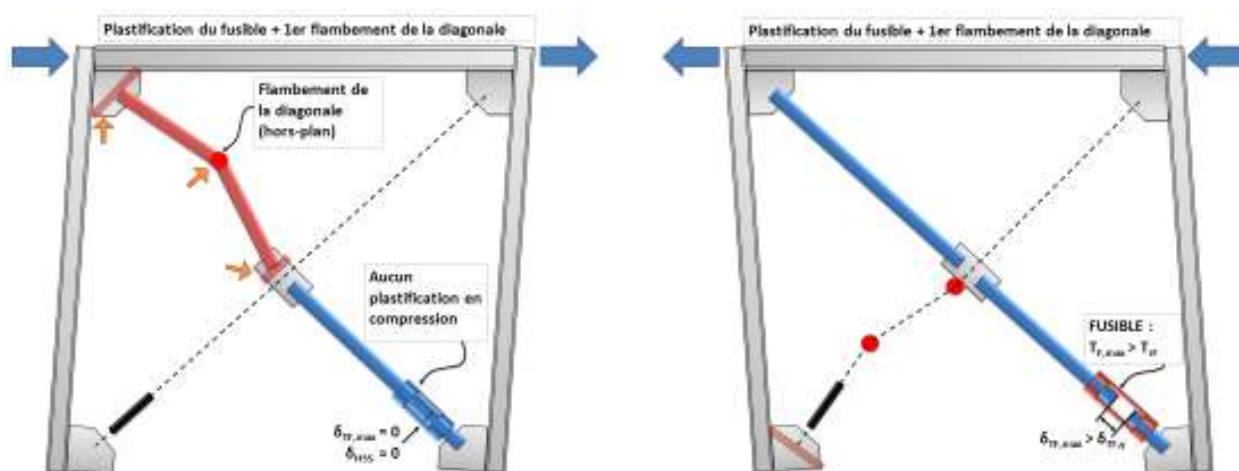


Figure 5.39: 1^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 2 comprimée au départ

Au début du 2^e cycle, la diagonale est à nouveau en comprimée, telle que montrée à la Figure 5.40. Comme on le voit, la demi-longueur de la diagonale flambe une fois de plus. Par contre, il n'y aucune plastification en compression du fusible, car sa résistance en compression est maintenant plus élevée que la résistance probable au deuxième flambement de la diagonale ($C_{TF} > C_u^{II}$). Ainsi, pour le reste du séisme, le fusible se plastifie en traction mais ne plastifiera jamais en compression.

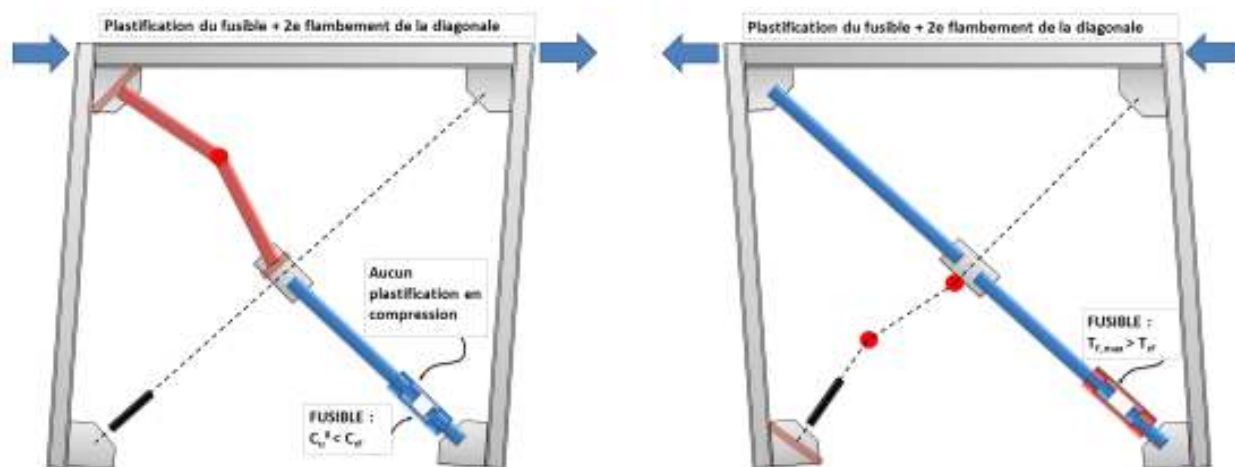


Figure 5.40: 2^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 2 comprimée au départ

En somme, seul le fusible de la diagonale 1 (diagonale qui est initialement tendue) subira une plastification en compression durant la 2^e moitié du 1^{er} cycle. Enfin, rappelons que l'utilisation de ce type de fusible est limitée au bâtiment d'un étage seulement et pour un facteur de modification R_d de 3.0.

5.11 Conclusion

Ce chapitre présente une méthode de conception pour les FDA, faits de quatre cornières à section réduite, ou de quatre fusibles découpés dans une plaque en acier. Toutes les explications ainsi que l'élaboration des équations ont d'abord été présentées en début. Ensuite, les étapes de conception à suivre ainsi que les critères à rencontrer ont été détaillées. Également, des vérifications additionnelles sur les assemblages du contreventement ont été proposées, dans le but de développer les charnières, ou rotules plastiques, dans les plaques de transfert de la diagonale plutôt que dans les goussets. À noter que le lecteur trouvera à l'annexe 6, trois exemples détaillés afin de présenter les étapes de conception proposées, de même que démontrer les avantages de l'utilisation des FDA.

En résumé, deux valeurs de coefficient de tenue du matériau, propres aux FDA, ont été proposées : 0.95 lorsque les caractéristiques de l'acier du fusible sont connues, et 0.9 lorsqu'inconnues. Ensuite, une équation permettant de déterminer la résistance probable en compression au deuxième flambement de la diagonale a été présentée. D'ailleurs, celle-ci est utilisée pour vérifier la résistance en compression du FDA. Également, il a été proposé d'ajuster la valeur du facteur de sur-résistance R_o fournie par le CNB 2005, pour tenir compte du fait que les FDA sont des éléments beaucoup plus ductiles que le système initial, sans FDA. Aussi, il a été proposé d'utiliser la résistance probable anticipée du FDA, associée à la déformation maximale voulue de la partie réduite des fusibles, pour réaliser la conception des assemblages de la diagonale et du reste du SRFS. Enfin, la longueur du fusible requise est basée sur le déplacement inélastique du système équivalent sans fusible, selon une déformation maximale voulue du FDA.

CHAPITRE 6 ESSAIS SUR FDA ET DIAGONALES AVEC FDA

Le présent chapitre porte sur les 28 essais en laboratoire réalisés sur des diagonales courtes et longues avec et sans FDA. Les FDA ont été conçus suivant la méthode de conception présentée au chapitre 5. On présente d'abord le programme expérimental C. Celui-ci consistait à réaliser des essais cycliques sur des diagonales courtes avec FDA, afin d'étudier le comportement des FDA sous plastification en compression. On présente ensuite le programme expérimental D. Celui-ci consistait en des essais cycliques sur différentes diagonales avec et sans FDA, placées dans un cadre de pleine grandeur soumis au tremblement de terre de conception. Ainsi, nous voulions vérifier si la méthode de conception proposée permettait d'obtenir le comportement attendu pour les diagonales avec FDA, et vérifier si ce type de SRFS peut être conçu pour un facteur R_d supérieur à 3.0.

6.1 Programme C : essais cycliques sur diagonales courtes avec FDA

Tel qu'il a été proposé dans la méthode de conception, les FDA peuvent être conçus pour résister à une force de compression égale à la résistance probable en compression au deuxième flambement de la diagonale du contreventement. Par conséquent, le FDA devra se plastifier une seule fois en compression, lorsque la diagonale subit son premier flambement, en plus de se plastifier en tension à plusieurs reprises. Afin de vérifier le comportement des FDA sous cette sollicitation de même que les critères d'élancement proposés pour les FDA ($K \cdot \delta_{F,max} / r_{min} \leq 20$ et b_e/t), une série de huit diagonales courtes a été fabriquée avec des FDA faits de cornières. Par contre, à la suite des résultats du programme expérimental B sur la variation de F_y dans une cornière, une deuxième série de huit diagonales courtes a été ajoutée, avec des FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque en acier, en guise de solution au problème de variation des cornières. La nomenclature des spécimens est la suivante : F-(série C)-(type de fusible : L pour cornière et P pour plaque)-(b/2)-(b_F/2)-(L_F).

6.1.1 Banc d'essai et protocole

Plus de 16 diagonales courtes ont été testées au printemps et à l'été 2011. Les essais ont été réalisés au laboratoire de structure de l'ÉPM dans une presse MTS de 12 MN de capacité et équipée d'un contrôleur MTS 493. L'allongement des fusibles a été mesuré à l'aide de deux potentiomètres à corde de 635 mm de course qui étaient attachés aux goussets des spécimens à l'aide d'une paire de cornières et de tiges filetées. Ces potentiomètres servaient également pour le contrôle de déplacement du vérin de la presse. La Figure 6.1 montre le détail du montage. Les essais ont été réalisés en déplacement contrôlé de la presse lorsque le spécimen était chargé en traction, et en force contrôlée lorsque celui-ci était chargé en compression.

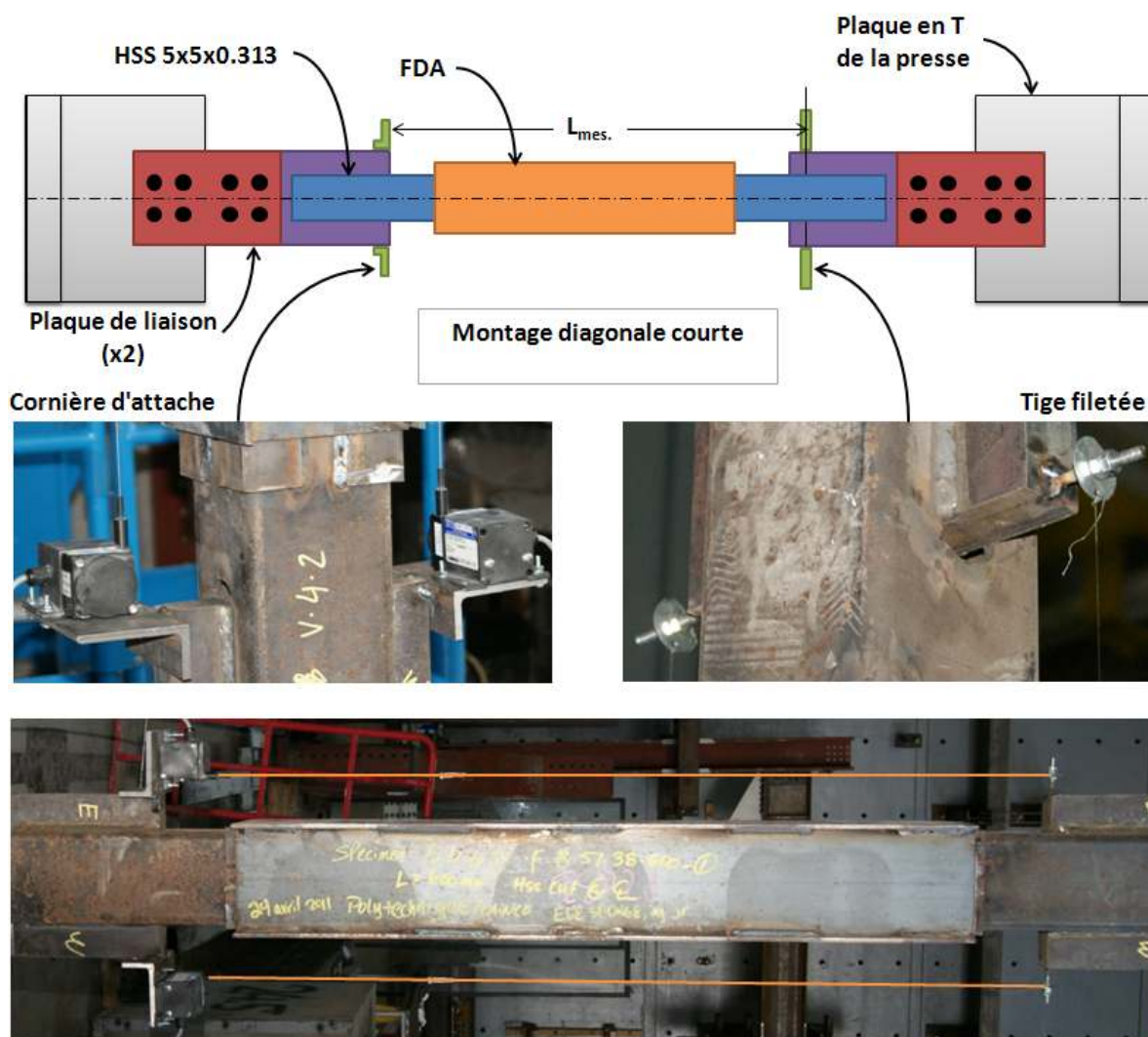


Figure 6.1: Montage du programme expérimental C

Un taux de déplacement de 0.02 mm/s était imposé tout au long de l'essai, jusqu'à ce que les trois cycles de compression imposés soient complétés : 1 cycle en compression avec plastification et 2 cycles élastiques en compression. Par la suite, la vitesse de déplacement était augmentée graduellement jusqu'à 0.05 mm/s, jusqu'à la rupture du spécimen. Le protocole de chargement typique appliqué à tous les FDA est présenté à la Figure 6.2.

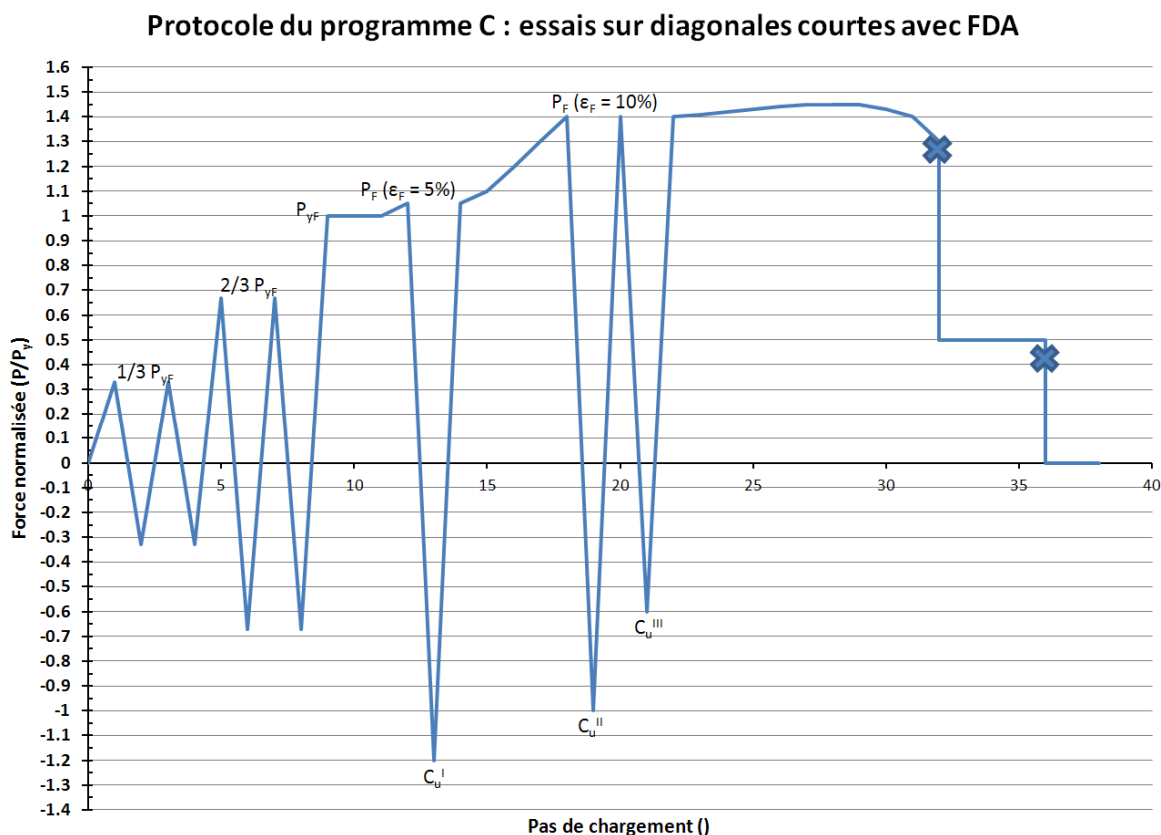


Figure 6.2: Protocole typique du programme expérimental C

Comme on le voit, quatre cycles en phase élastique sont imposés au départ, soit $1/3$ de P_{yF} et $2/3$ de P_{yF} , afin de bien initialiser le spécimen. Ensuite, le vérin est déplacé jusqu'à ce que le FDA se plastifie, et par la suite jusqu'à une déformation approximative, ϵ_{TF} , de 5% de L_F . Une fois cette déformation atteinte, le déplacement est inversé afin de comprimer le FDA. Celui-ci est comprimé jusqu'à une valeur de charge $C_u^I = 1.2 * P_{yF}$, afin de simuler une valeur de résistance probable en compression au premier flambement d'une diagonale. Une fois la charge C_u^I atteinte, le déplacement est inversé et le FDA est allongé jusqu'à une déformation approximative de 10%

de L_F , soit la déformation qui serait considérée pour la conception de ces FDA. Une fois cette déformation atteinte, le déplacement est inversé et le FDA est comprimé à nouveau, jusqu'à une valeur de $C_u^{II} = 1.0 \cdot P_{yF}$, afin de simuler une résistance probable en compression au second flambement d'une diagonale. Par la suite, le FDA est allongé à nouveau jusqu'à une déformation de 10% de L_F , et puis re-comprimé une dernière fois jusqu'à C_u^{III} , soit $0.6 \cdot P_{yF}$, afin de simuler le post-flambement d'une diagonale. Enfin, une fois cette valeur de charge atteinte, le FDA est étiré jusqu'à sa rupture. Tous les spécimens étaient boulonnés à l'aide d'une paire de plaques de liaison, à deux plaques en T (haut et bas) rattachées à la presse. La Figure 6.3 présente une photo du banc d'essai complet, avec un spécimen.

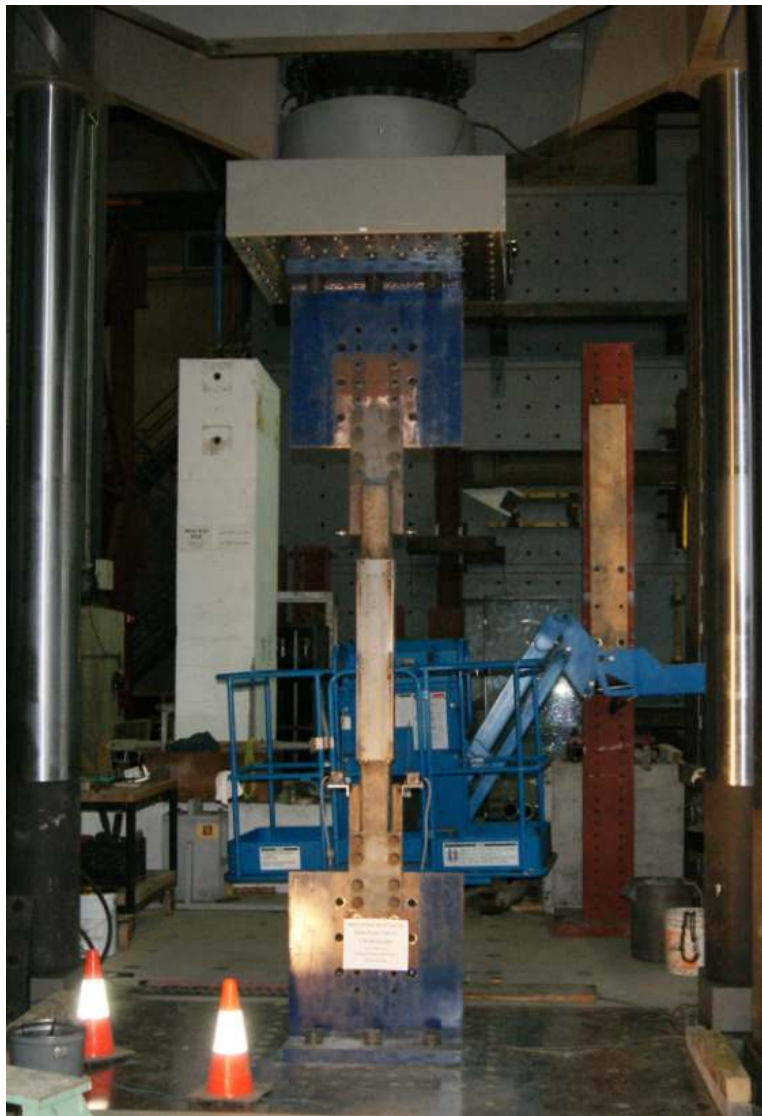


Figure 6.3: Banc d'essai du programme expérimental C

6.1.2 Essais sur FDA faits de quatre cornières à section réduite

La section suivante présente les données ainsi que les résultats des 8 essais sur les FDA faits de quatre cornières à section réduite. Tous les spécimens ont été conçus pour développer une déformation maximale, $\varepsilon_{F,max}$, de 0.10 mm/mm. Le Tableau 6.1 présente les principales données des fusibles.

Tableau 6.1: Données des FDA faits de cornières, programme expérimental C

Id.	Coupon	Aile droite		Aile gauche		A_F (ailes)	A_F (cent.)	A_F	L_F	L_T	L_w	L_{TF}	$L_{total,F}$	r_z	KL/r	b/t
		$b_F/2$	t_F	$b_F/2$	t_F											
—	—	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	—
F-C-L-30-15-600_1	C-B-L2	14.96	4.80	15.02	4.72	275.2	212.6	487.8	600	64	75	728	878	3.00	13.02	3.15
F-C-L-30-15-600_2	C-B-L2	14.96	4.80	15.02	4.72	275.2	212.6	487.8	600	64	75	728	878	3.00	13.02	3.15
F-C-L-51-38-600_1	C-B-L2	37.83	4.80	37.84	4.72	1145.2	212.6	1357.8	600	58	127	716	970	7.43	5.25	7.98
F-C-L-51-38-600_2	C-B-L2	37.83	4.80	37.84	4.72	1145.2	212.6	1357.8	600	58	127	716	970	7.43	5.25	7.98
F-C-L-51-38M-600_1	C-B-L2	37.86	4.80	37.81	4.72	1145.3	212.6	1357.9	600	58	127	716	970	7.43	5.25	7.98
F-C-L-51-38M-600_2	C-B-L2	37.86	4.80	37.81	4.72	1145.3	212.6	1357.9	600	58	127	716	970	7.43	5.25	7.98
F-C-L-60-30-600_1	C-B-L3	29.91	6.35	29.89	6.50	1052.5	327.0	1379.5	600	109	100	818	1018	5.85	6.67	4.72
F-C-L-60-30-600_2	C-B-L3	29.91	6.35	29.89	6.50	1052.5	327.0	1379.5	600	109	100	818	1018	5.85	6.67	4.72

Les valeurs indiquées de $b_F/2$ et t_F correspondent à la moyenne des largeurs et des épaisseurs mesurées de chaque aile des quatre cornières du FDA. Les valeurs de $A_{F,ailes}$ correspondent à l'aire totale des ailes des quatre fusibles, déterminées avec l'équation suivante pour chaque cornière. À noter que l'équation est en fait un rappel de l'Équation 23 présentée au chapitre 4 :

$$(114) A_{F,aile} = (b_1 - t_2 - r) \cdot t_1 + (b_2 - t_1 - r) \cdot t_2$$

où b_1 et t_1 correspondent à la largeur $b_F/2$ et t_F d'une aile, et b_2 et t_2 correspondent aux dimensions de l'autre aile de la même cornière. Le rayon de congé de la cornière, r , posé est égal à 3 mm (en supposant une usure de 50% des rouleaux de laminage de la cornière). Les valeurs de $A_{F,centre}$ correspondent à l'aire totale de la partie du centre des quatre cornières, aussi nommée A_r dans les chapitres précédents, et est donnée par la différence entre l'aire totale du FDA, A_F , et les aires des ailes. L'aire A_F est calculée à l'aide de l'Équation 14 du chapitre 4. Les valeurs de r_z correspondent au rayon de giration du fusible. Le critère d'élancement pour le flambement hors-

plan (voir Figure 5.20 et Équation 77 au chapitre 5) est établi pour un allongement du FDA, $\delta_{F,max}$, de 60 mm et un facteur de longueur effective, K , de 0.65.

Le spécimen F-C-L-30-15-600_1 a été conçu pour avoir une valeur d'élancement $K*\delta_{F,max}/r$ supérieure à 10 afin de vérifier si une limite de 10 serait préférable plutôt que celle de 20 proposée au chapitre 5. Le spécimen F-C-L-51-38-600_1 a été conçu pour obtenir un élancement des parois légèrement supérieur à la limite proposée au chapitre 5, soit $134/\sqrt{F_y}$, afin de vérifier si cette limite était suffisante. De plus, ce FDA a été dupliqué, soit le spécimen F-C-L-51-38M-600_1, à une différence près comparativement au spécimen précédent : la position de la coupe du tube HSS dans le FDA. En effet, normalement le tube HSS est coupé vis-à-vis la zone de transition des fusibles, juste après les soudures des cornières. Nous voulions ainsi observer l'influence de la position de cette coupe sur le comportement du FDA. Dans le cas du second spécimen, la coupe était située à mi-longueur des fusibles, soit à $L_F/2$, d'où le M dans son appellation. Le dernier spécimen, soit F-C-L-60-30-600_1, a été conçu de manière plus normale (sans forcer une limite), en respectant toutes les limites proposées au chapitre 5. Nous voulions ainsi observer le comportement d'un FDA typique qu'on retrouverait dans un bâtiment.

Les quatre spécimens décrits précédemment ont été dupliqués, afin de valider les résultats du premier spécimen de chaque série. De plus, des jauges de déformations ont été installées sur les spécimens F-C-L-30-15-600_2, F-C-L-51-38-600_2 et F-C-L-51-38M-600_2 afin d'observer la propagation de la plastification entre les quatre fusibles des FDA. Une jauge a été installée sur chacune des ailes des quatre cornières, à la mi-longueur, soit à $L_F/2$. La Figure 6.4 montre la position des jauges pour le spécimen F-C-L-51-38M-600_2.



Figure 6.4: Jauges de déformation du spécimen F-C-L-51-38M-600_2

La Figure 6.5 présente le détail des fusibles de chaque FDA testés. Le lecteur trouvera les dessins de fabrication complets des FDA en annexe. Tous les fusibles avaient : une longueur de la partie réduite, L_F , de 600 mm, une pente de zone de transition de 3:1, et un rayon de congé de transition, R , de 117 mm.

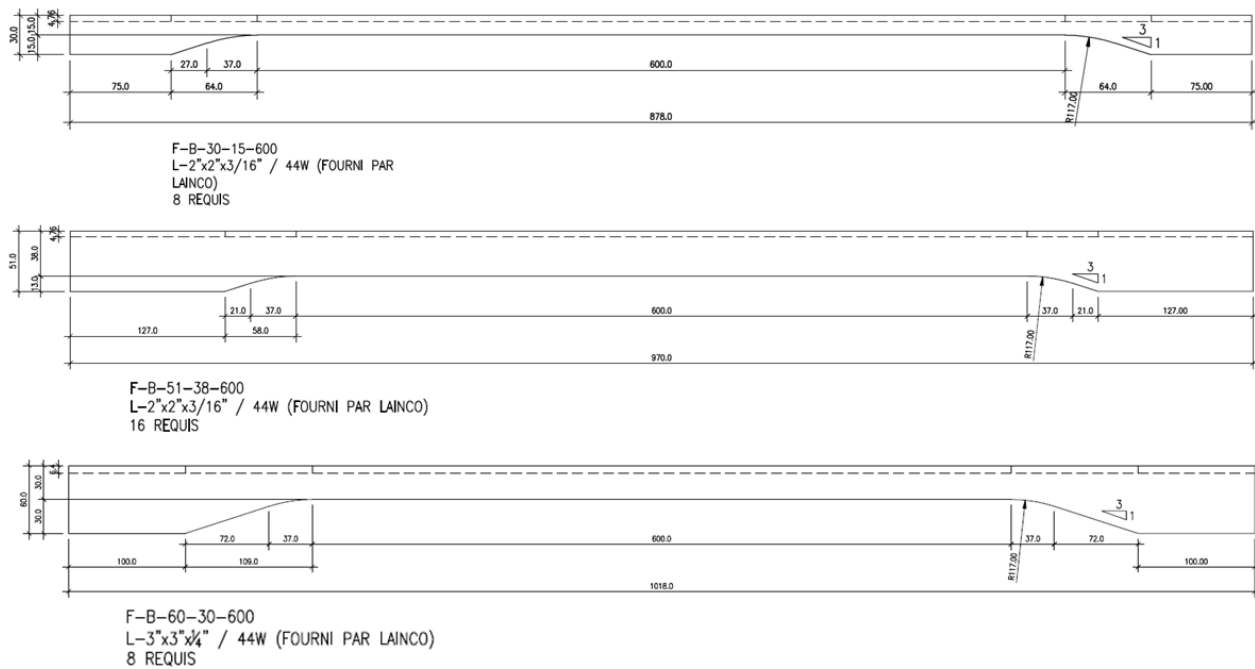


Figure 6.5: Dessins de fabrication des fusibles en cornière, programme expérimental C

6.1.2.1 F-C-L-30-15-600 (dessin B4-1)

Le spécimen F-C-L-30-15-600_1 est le premier à avoir été testé. Le FDA était fait de quatre cornières L-2x2x0.188. Au moment des premiers cycles en phase élastique, nous avons remarqué que la résistance offerte par le spécimen était beaucoup plus élevée que celle à laquelle nous nous attendions. Au troisième cycle, la charge a soudainement chuté; l'essai a été arrêté à ce moment. Nous nous sommes rendu compte que la boîte de confinement était soudée à ses deux extrémités et que l'une des soudures venait de se briser, comme en témoigne la Figure 6.6. Ainsi, durant les trois premiers cycles, la force enregistrée correspondait à la résistance combinée des quatre fusibles et de la boîte de confinement.



Figure 6.6: Cassure des soudures de la boîte de confinement, F-C-L-30-15-600_1

Les soudures ont alors été coupées à l'une des extrémités sur tous les spécimens du programme expérimental C. La Figure 6.7 présente la variation de la force appliquée, telle que normalisée par rapport à la charge de plastification théorique du spécimen, $P_{yF'}$, en fonction du temps. Sur la figure, on donne les mesures effectuées avant de corriger les soudures et celles effectuées lorsque l'essai a été repris sur le même spécimen après que les soudures eurent été coupées à l'une des extrémités de la boîte de confinement.

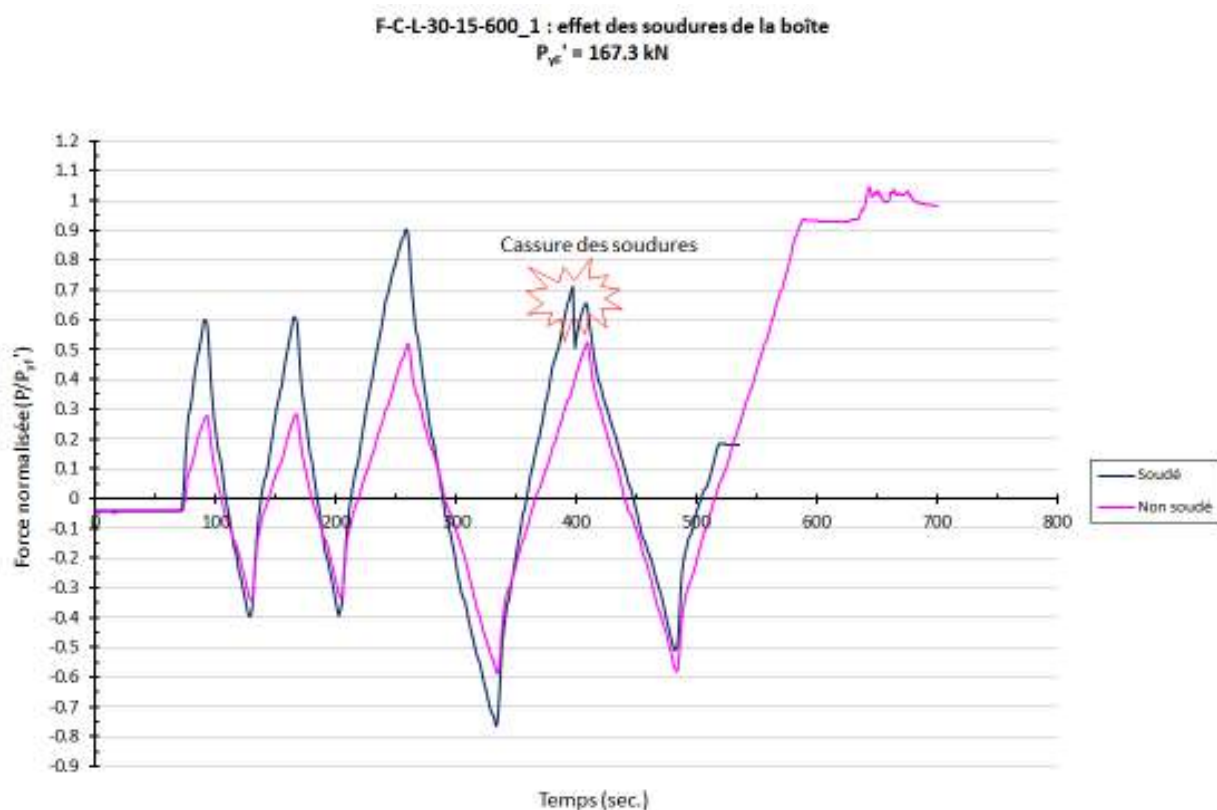


Figure 6.7: Effet d'une boîte soudée aux deux extrémités, F-C-L-30-15-600_1

On peut voir que si la boîte est soudée à ces deux extrémités, la résistance développée peut être beaucoup plus grande que la charge de plastification du FDA, ce qui n'est pas souhaitable. Ainsi, il est impératif que la boîte ne soit soudée qu'à une seule de ses deux extrémités.

La Figure 6.8 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L-30-15-600_1 mesurée après la reprise de l'essai. Les charges ont été normalisées par rapport à la valeur de plastification du FDA, P_{yF} , calculée avec la valeur du coupon C-B-L2 (320.6 MPa), soit 156.4 kN. Les déformations totales correspondent aux déformations approximatives du FDA, rapportées sur L_F . Le comportement du FDA est comparé à celui obtenu du coupon C-B-L2.

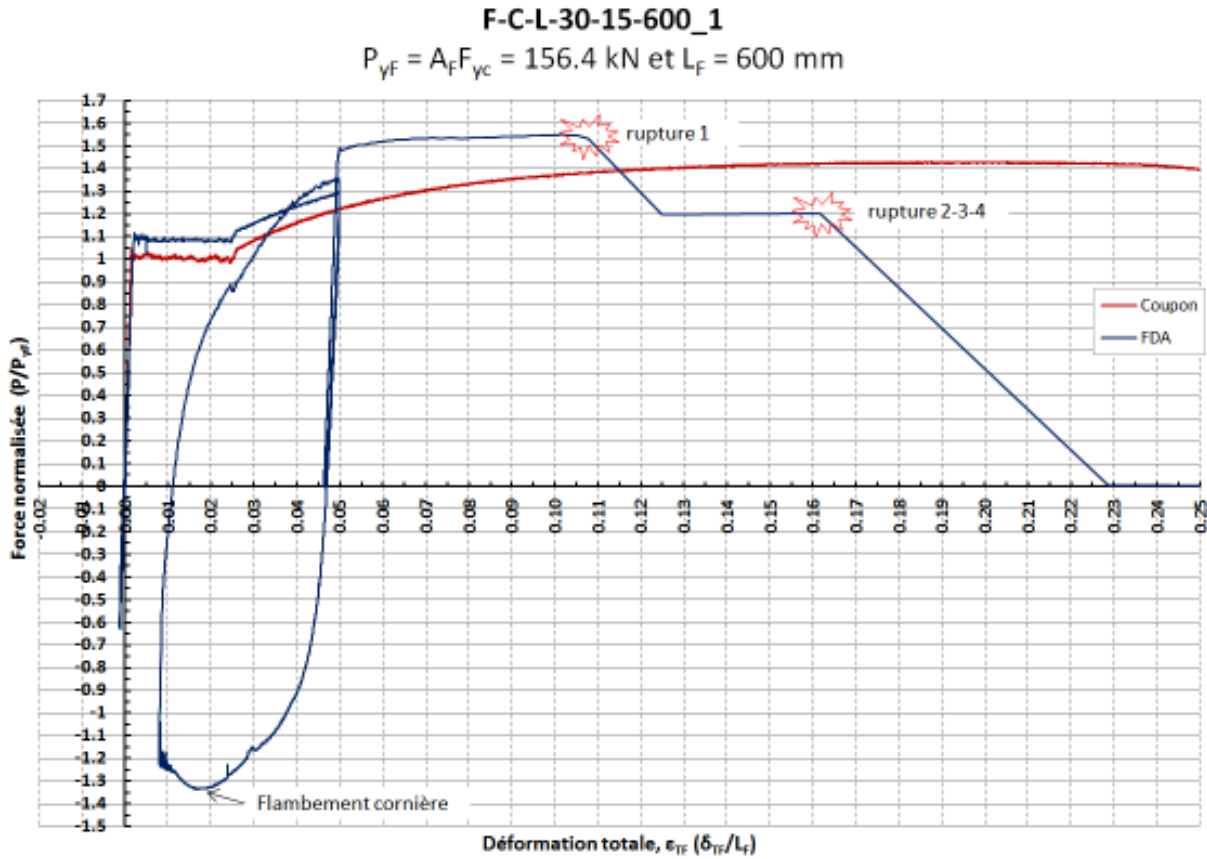


Figure 6.8: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-30-15-600_1 et coupon C-B-L2

Tout d'abord, on voit que la plastification du FDA est similaire à celle du coupon. Les valeurs de charges atteintes sont : $P_{yF} = 170 \text{ kN}$ et $P_{F,max} = 242 \text{ kN}$, où $P_{F,max}$ est la charge maximale atteinte par le FDA. Ainsi, la valeur de P_{yF} était de 8% supérieure à celle prévue à partir de la limite élastique de l'acier du coupon, F_{yc} , et $P_{F,max}$ était de 9% supérieure à la charge ultime prévue à partir de F_{uc} , soit 223 kN. Afin d'expliquer ces différences, nous avons corrigé les valeurs de P_{yF} et de P_{uF} calculées avec F_{yc} et F_{uc} , pour tenir compte de la résistance plus grande offerte par la partie centrale de la cornière, A_r . Cette correction a été faite en utilisant les valeurs d'ajustement proposées au chapitre 5, soient : $F_{y,centre} = 1.16 * F_{y,aile}$ et $F_{u,centre} = 1.08 * F_{u,aile}$. La méthode de correction de F_{yc} utilisée est celle décrite au chapitre 4 (Équation 22). Après ajustement, nous obtenons des valeurs théoriques corrigées de : 167 kN pour P_{yF} , et 230 kN pour P_{uF} . Si maintenant on compare les charges mesurées avec les valeurs théoriques corrigées, P_{yF} mesurée est de 1% supérieure à la valeur théorique corrigée de P_{yF} , et $P_{F,max}$ est de 5% supérieure à la

valeur théorique corrigée de P_{uF} . Ces excédents de résistance peuvent provenir de deux sources : friction dans les fusibles et/ou valeurs de résistance plus grandes de l'acier de la partie centrale des cornières. On se rappelle que les facteurs utilisés pour déterminer les valeurs de résistance de la partie centrale des cornières, soient 1.16 et 1.08, correspondent à des valeurs moyennes observées et que des valeurs plus élevées sont possibles.

Sur la Figure 6.8, on voit ensuite que lors du premier cycle de compression, nous avons atteint la charge critique de flambement de l'une des cornières. À ce moment, l'essai a été interrompu (pause) pour examiner le spécimen. Comme en témoigne la Figure 6.9, le flambement de l'une des cornières est survenu en raison de l'écartement trop grand des soudures utilisées pour assembler la boîte de confinement. Suite à cette observation, toutes les boîtes de confinement des spécimens ont été ressoudées avec des soudures continues.



Figure 6.9: Flambement d'un des quatre fusibles, spécimen F-C-L-30-15-600_1

L'essai a été repris et le déplacement imposé a été inversé jusqu'à une déformation totale du FDA de 5% en traction, afin de redresser la cornière qui avait flambé. Par la suite, l'essai a été interrompu à nouveau, afin de ressouder la boîte du spécimen avec des soudures continues. Une fois les soudures complétées, l'essai a été repris pour terminer le protocole. Pendant que la presse se déplaçait pour atteindre 10% de déformation totale en traction dans le FDA, nous avons observé que la charge ne variait plus, indiquant ainsi que nous avons atteint la charge ultime du FDA, avant d'avoir atteint une déformation $\epsilon_{TF} = 10\%$. Ainsi, lorsque cette déformation a été atteinte, nous avons continué à charger en tension plutôt que d'inverser le déplacement imposé; la rupture d'une des cornières s'est produite aussitôt après la reprise de l'essai. La Figure 6.10

présente le mode de rupture final du spécimen, soit la rupture ductile en tension des 4 cornières du FDA.



Figure 6.10: Rupture du spécimen F-C-L-30-15-600_1

De ce premier essai, nous avons retenu que : 1) les boîtes assemblées doivent avoir des cordons de soudure continus afin d'empêcher le flambement de l'un des fusibles; et 2) une fois qu'un des fusibles a flambé, la capacité de déformation plastique en tension est grandement réduite.

L'essai sur le second spécimen de cette série (F-C-L-30-15-600_2) a été complété sans interruption. Ce spécimen comportait des jauges de déformations sur chaque aile des quatre cornières. La Figure 6.11 présente la courbe force-déformation totale du spécimen. Les charges appliquées sont normalisées par rapport à la charge de plastification du FDA, P_{yF} , calculée avec la valeur du coupon C-B-L2. Les déformations totales correspondent aux déformations approximatives du FDA, rapportées sur la longueur L_F .

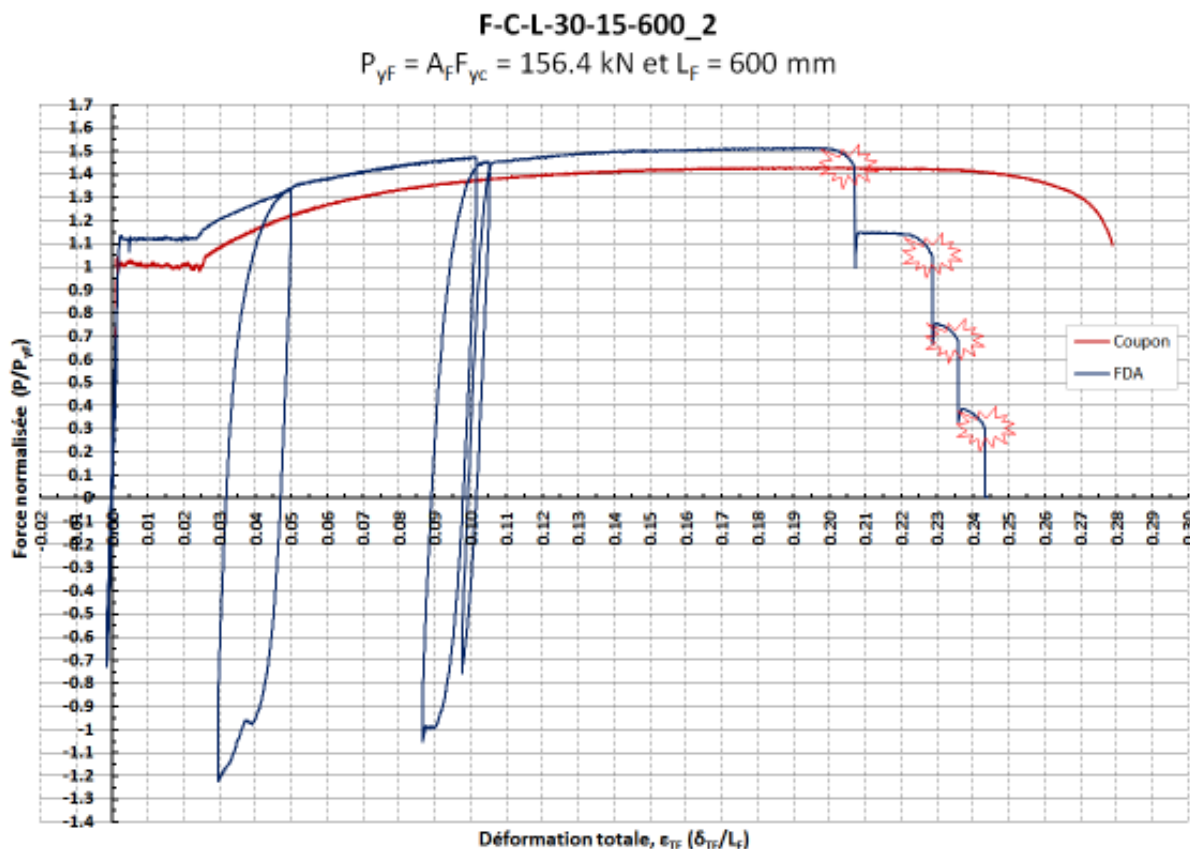


Figure 6.11: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-30-15-600_2 et coupon C-B-L2

Comme on peut le voir, le FDA a bien complété les trois cycliques de compression imposés. La valeur mesurée de P_{yF} était de 175 kN pour ce spécimen, soit 12% (18.6 kN) plus grande que celle prévue avec la valeur F_{yc} du coupon (156 kN). La charge maximale mesurée était de 237 kN, soit 7% supérieure à celle prévue à partir de F_{uc} (223 kN). Si on corrige les valeurs de P_{yF} et P_{uF} théoriques pour tenir compte de la résistance plus grande de l'aire centrale (A_r), les valeurs théoriques corrigées sont : 167 kN pour P_{yF} , et 230 kN pour P_{uF} . Les écarts entre les valeurs mesurées et théoriques corrigées sont alors de : 5% (7.7 kN) pour P_{yF} , et 3% pour P_{uF} . On voit également qu'à l'ultime, le FDA se déforme beaucoup moins longtemps que pouvait laisser présager le coupon de caractérisation. Pour le coupon, la déformation ultime était de 20%, alors que pour le FDA, on voit qu'à cette déformation, un des quatre fusibles était déjà en phase de rupture. D'ailleurs, on note que la phase de rupture du FDA est plus courte que celle du coupon. Enfin, on remarque qu'au deuxième cycle, la résistance en compression a atteint la valeur $P/P_{yF} =$

1.0, sans réduction de la charge. On peut conclure que la limite d'élancement maximale $K \cdot \delta_{F,max} / r_{min} \leq 20$ proposée au chapitre 5 est satisfaisante.

La Figure 6.12 présente les lectures des jauges du spécimen F-C-L-30-15-600_2. Comme on peut le voir, le fusible no. 4 s'est plastifié en premier, suivi de près par les fusibles nos. 1 et 2, alors que le fusible no. 3 est le dernier à se plastifier. On observe également que la plastification complète du FDA se fait progressivement, un peu à la manière des cornières avec défaut du programme expérimental A. C'est-à-dire qu'on voit que les trois premiers fusibles se plastifient et se déforment jusqu'au début de l'écroutissage. Ensuite ils tombent en mode « veille », le temps que le dernier fusible se plastifie à son tour. Une fois que tout le FDA est plastifié et que le dernier fusible atteint l'écroutissage, alors les trois autres fusibles sortent de leur mode « veille » et le FDA s'écroute au complet.

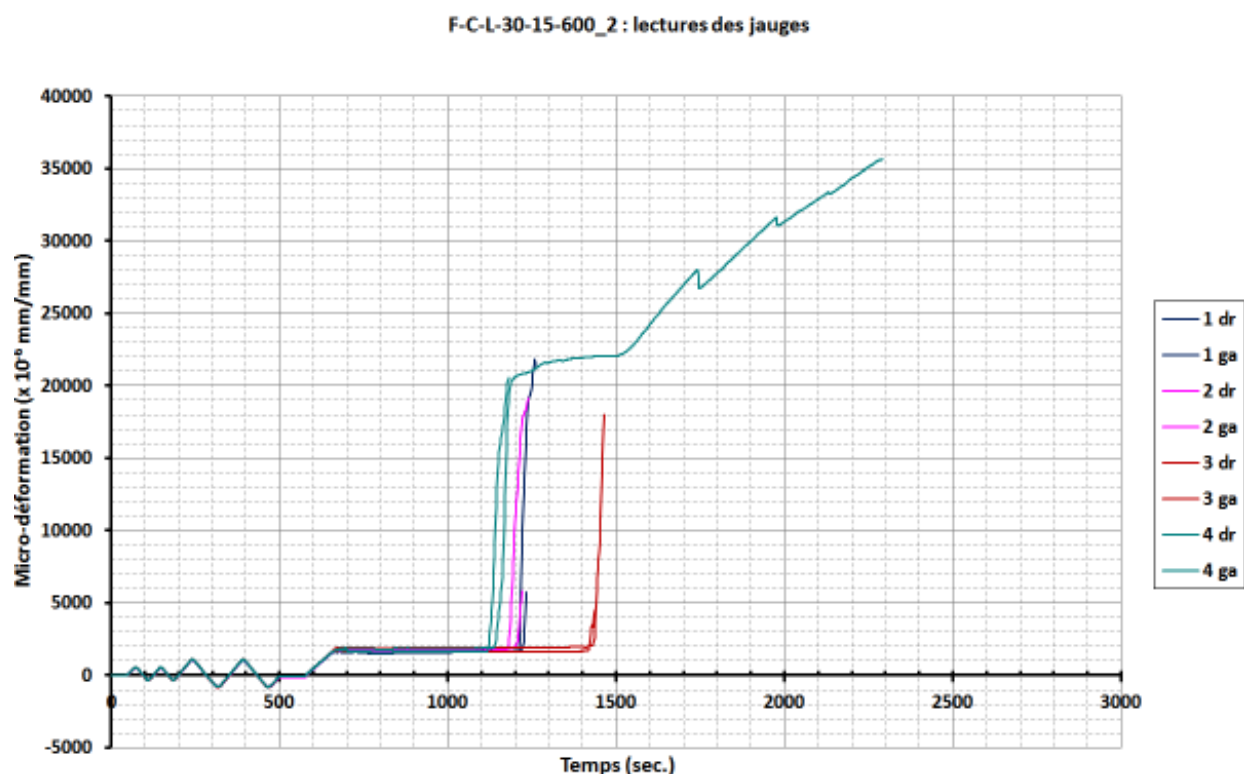


Figure 6.12: Lecture des jauges de déformation, spécimen F-C-L-30-15-600_2

6.1.2.2 F-C-L-51-38-600 (Dessin B4-2)

Le prochain spécimen à avoir été testé est le F-C-L-51-38-600_1. Le FDA était fait de quatre cornières L-2x2x0.188. La Figure 6.13 présente la courbe force-déformation totale du spécimen.

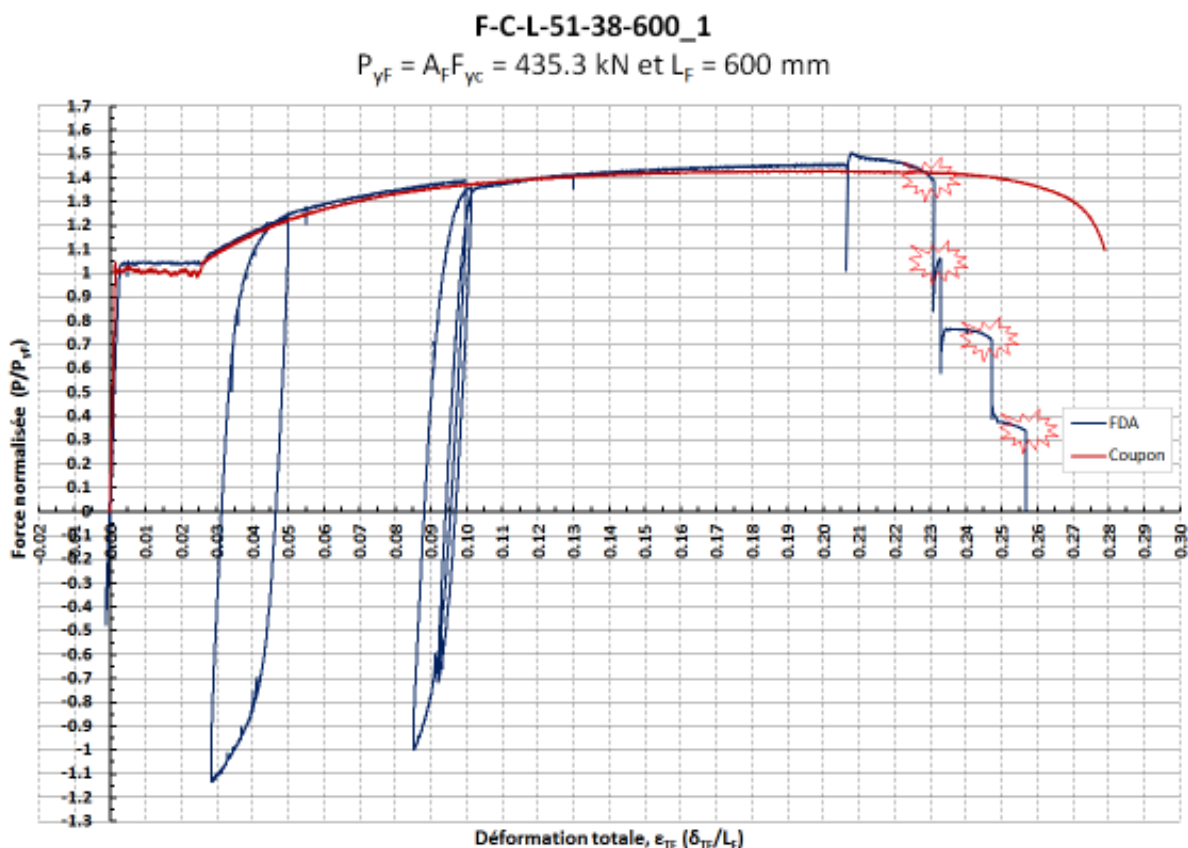


Figure 6.13: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38-600_1 et coupon C-B-L2

On voit que l'allure de la courbe du FDA est très similaire à celle du coupon. La valeur de P_{yF} mesurée était de 454 kN, soit 4% (18.7 kN) supérieure à celle prévue avec la valeur F_{yc} du coupon (435 kN). La charge maximale enregistrée était de 633 kN, soit 2% supérieure à celle prévue avec F_{uc} (620 kN). Si on corrige les valeurs théoriques de P_{yF} et de P_{uF} , les valeurs théoriques corrigées sont : 446 kN pour P_{yF} , et 627 kN. Les différences entre les valeurs mesurées et les valeurs théoriques sont alors de : 2% (7.8 kN) pour la plastification, et 1% pour la charge maximale. Il est probable qu'une partie de cette charge supplémentaire enregistrée provienne de

la friction entre la boîte de confinement et le FDA. Également, comme pour le cas précédent, on remarque que la phase de rupture du FDA est plus courte que celle du coupon.

La Figure 6.14 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L-51-38-600_2. Comme l'essai sur le premier spécimen de cette série s'était bien déroulé, nous avons cherché à fermer complètement le FDA pour ce deuxième spécimen, jusqu'à ce que son allongement soit nul ($\delta_{TF} = 0$) et qu'il y ait contact entre les deux pièces du profilé HSS. Une fois le FDA fermé, la charge enregistrée s'est mise à grimper rapidement. Nous avons alors inversé le déplacement imposé et complété le protocole.

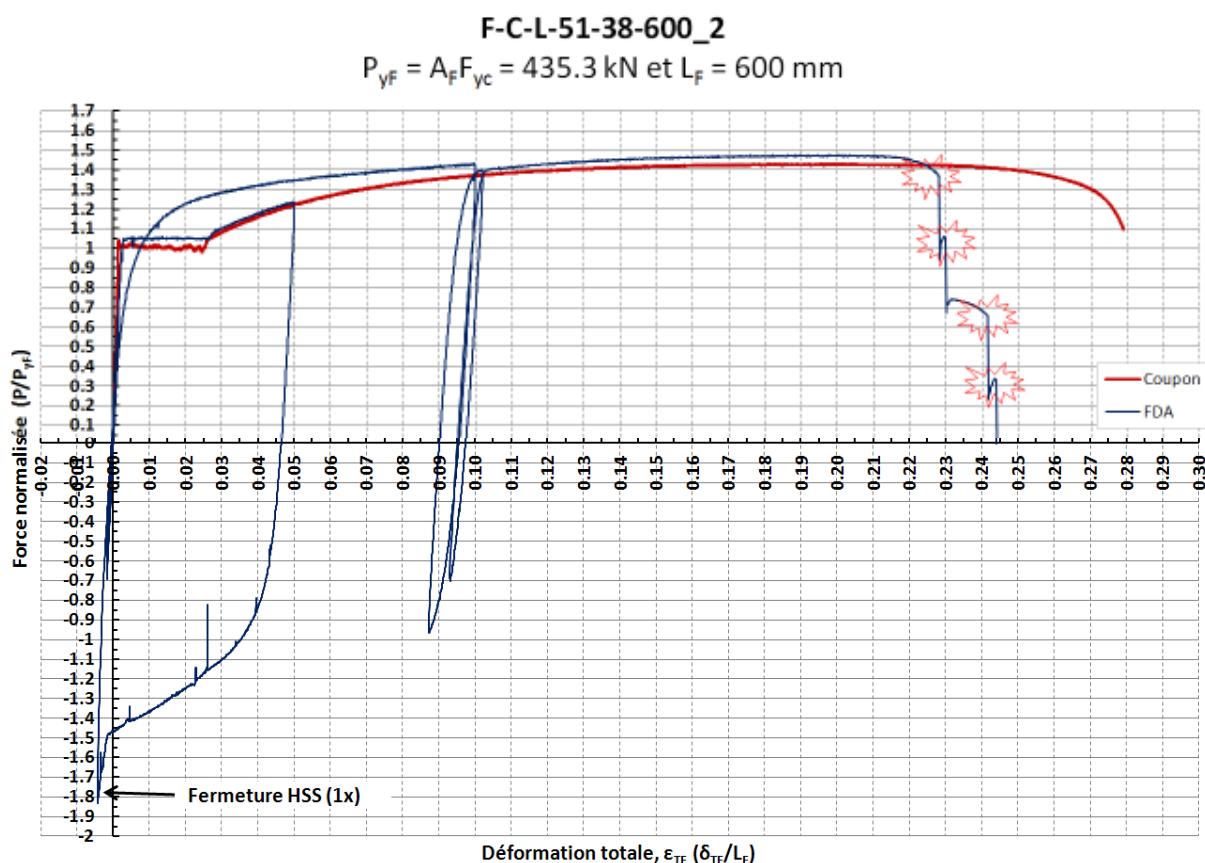


Figure 6.14: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38-600_2 et coupon C-B-L2

Ainsi, on peut voir que cette importante excursion plastique initiale en compression n'a pas altéré la capacité de plastification en tension du FDA. On note également l'effet de Bauschinger en

compression et en tension, avec plastification progressive, après que le FDA ait subi un premier demi-cycle en traction dans le domaine plastique. La valeur P_{yF} mesurée du spécimen était de 457 kN, soit 5% plus que la valeur théorique non corrigée (435 kN). La charge maximale observée était de 641 kN, soit 3% plus que la valeur prévue avec F_{uc} (620 kN). Si on corrige les valeurs théoriques, on obtient alors des valeurs corrigées de P_{yF} et P_{uF} de : 446 kN et 627 kN, respectivement. Les écarts entre les valeurs mesurées et théoriques corrigées sont alors de : 2% pour P_{yF} , et 2% pour P_{uF} . Les autres observations sont similaires à celles du premier spécimen de cette série. Enfin, on voit sur la courbe qu'il n'y a pas de signe apparent de voilement local de l'une des ailes des cornières. En effet, le FDA s'est largement plastifié en compression, sans qu'il n'y ait de perte de charge due au voilement d'une aile. On conclut que la limite de b/t proposée est suffisante et n'a pas besoin d'être plus restrictive.

La Figure 6.15 présente la rupture du spécimen F-C-L-51-38-600_2. Comme on peut le remarquer, les cornières du FDA ont subi une rupture ductile en traction, avec striction.



Figure 6.15: Rupture du spécimen F-C-L-51-38-600_2

6.1.2.3 F-C-L-51-38M-600 (dessin B4-4)

Le prochain spécimen à avoir été testé est le F-C-L-51-38M-600_1. Comme l'indique son appellation, la coupure du tube HSS est à mi-longueur des fusibles ($L_F/2$) et le FDA est identique aux deux FDA de la série précédente (F-C-L-51-38-600). Quatre cornières L-2x2x0.188 ont été utilisées en guise de fusible. La Figure 6.16 présente la courbe force-déformation totale du spécimen. Comme on le voit, l'écroutissement est très similaire à celui de l'acier du coupon de caractérisation C-B-L2. De plus, contrairement aux spécimens précédents, la phase de rupture est très proche de celle du coupon. Pour ce spécimen, les valeurs mesurées étaient de 452 kN pour la plastification et de 634 kN pour la charge maximale, soient 4% et 2% supérieures aux valeurs théoriques non corrigées (435 kN et 620 kN), respectivement. En comparant avec les valeurs théoriques corrigées, soient 446 kN et 627 kN, les écarts sont alors de 1% pour P_{yF} et P_{uF} .

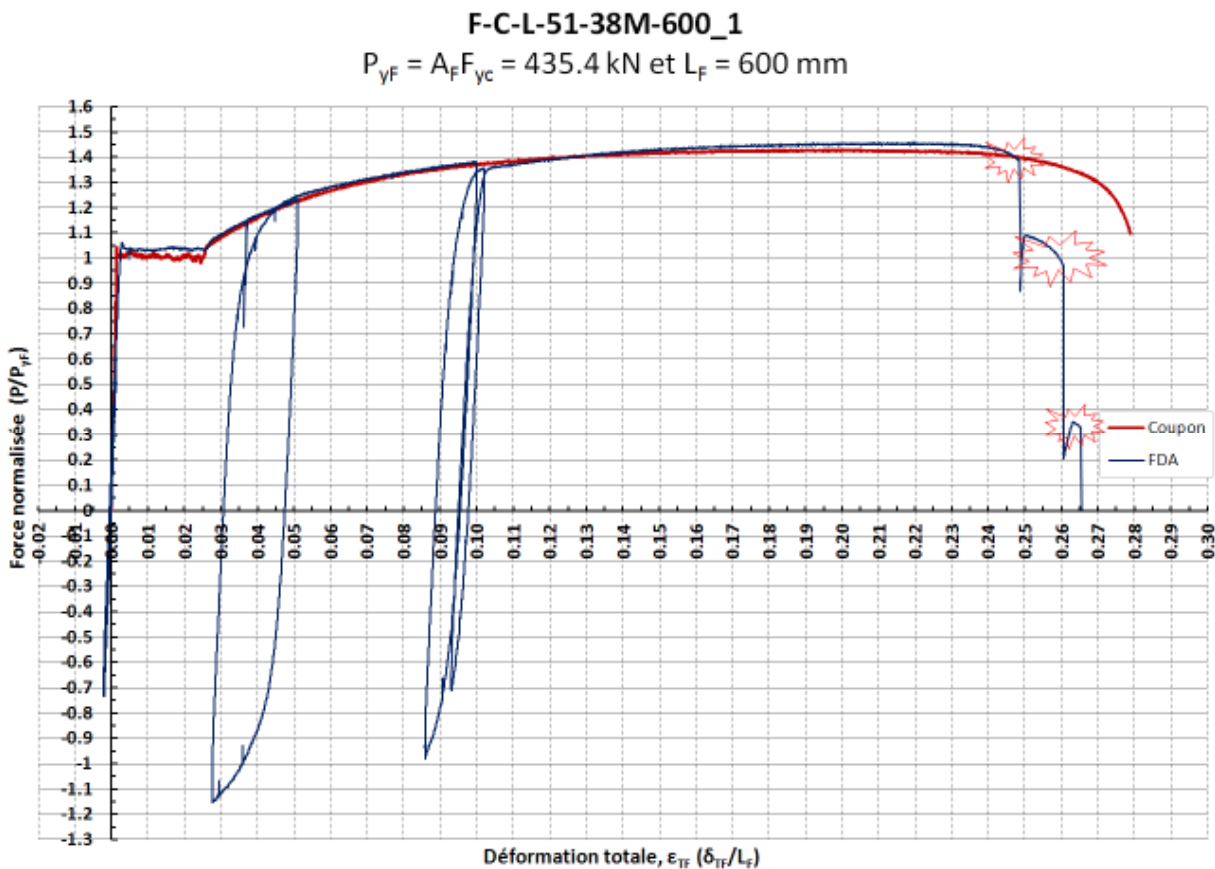


Figure 6.16: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38M-600_1 et coupon C-B-L2

Également, pour ce spécimen, la déformation totale à l'ultime était de 0.22 mm/mm. La rupture du premier fusible s'est produite à 0.248 mm/mm, alors qu'elle était de 0.232 mm/mm pour le spécimen F-C-L-51-38-600_1, soit une différence de 7% entre ces deux fusibles. Il se peut que cette hausse de la déformation à la rupture soit attribuable à la position de la coupe du HSS. Par contre, il est difficile de confirmer cette affirmation étant donné la nature imparfaite de l'acier pour deux mêmes spécimens (p. ex. présence de défauts dans la structure atomique de l'acier plus dans l'un que dans l'autre).

Aussi, si on compare les spécimens F-C-L-51-38-600_1 et F-C-L-51-38M-600_1 avec ceux de la série F-C-L-30-15-600, on remarque que l'écart entre la courbe du coupon (C-B-L2) et la courbe du spécimen normalisé sur F_{yc} diminue avec l'augmentation de la largeur des fusibles (b_F). Ce comportement est dû à l'augmentation de l'aire des ailes du fusible de même qu'à la réduction de l'importance de A_r sur l'aire totale du FDA. En effet, la valeur de A_r est constante pour tous les fusibles formés dans une même cornière. Ainsi, pour des fusibles assez larges, comme 38 mm dans le cas présent, l'effet de A_r sur P_{yF} devient négligeable, comparativement à un fusible peu large (15 mm pour les spécimens F-C-L-30-15-600). D'ailleurs, les mêmes observations ont été faites au chapitre 4, dans le programme expérimental B. On confirme donc une fois de plus la variation des propriétés mécaniques dans une cornière. Enfin, on note qu'il n'y a pas de différence significative sur le comportement du FDA, entre une coupure du tube HSS dans les zones de transition (spécimen F-C-L-51-38-600_1) et une coupure du tube à $L_F/2$ (spécimen F-C-L-51-38M-600_1). Ainsi, la position de coupe du tube ne semble pas jouer un rôle important.

La Figure 6.17 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L-51-38M-600_2. Comme pour le deuxième spécimen de la série précédente (F-C-L-51-38-600_2), nous avons appliqué, pour ce spécimen, une excursion plastique en compression de façon à fermer complètement le FDA jusqu'à ce que son allongement soit nul ($\delta_{TF} = 0$). Cette fois-ci, nous avons effectué deux cycles complets de fermeture du FDA. Dans les deux cas, le spécimen s'est bien comporté. Une fois le deuxième cycle complété, nous avons allongé le FDA en tension jusqu'à une déformation de 0.075 mm/mm. Comme le montre la Figure 6.17, le comportement jusqu'à ce point était satisfaisant. Ensuite, nous avons tenté d'effectuer un troisième cycle de fermeture

complet du FDA. Par contre, à 0.023 mm/mm de déformation, la charge s'est mise à diminuer, probablement parce que nous avons atteint la charge critique de flambement d'une des cornières ou fait voiler l'une des ailes des cornières. Voyant que la charge commençait à diminuer, nous avons inversé le déplacement afin de compléter le protocole.

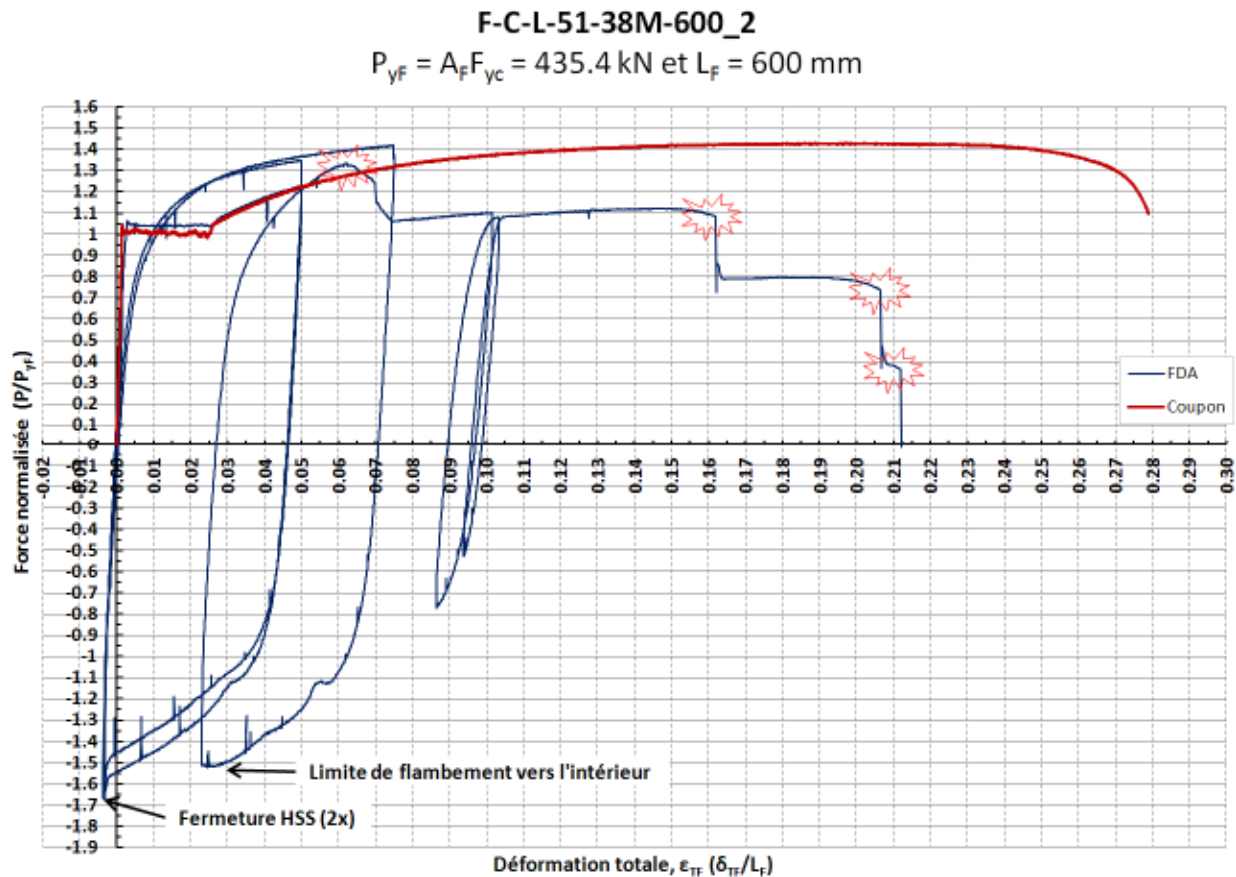


Figure 6.17: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38M-600_2 et coupon C-B-L2

Comme on peut le voir, un des fusibles a cassé à 0.06 mm/mm de déformation. Nous avons tout de même continué le protocole jusqu'à la fin, en complétant les deux derniers cycles de compressions en phase élastique. On peut voir d'ailleurs que le dernier fusible a cassé à 0.215 mm/mm. Les valeurs de P_{yF} et $P_{F,max}$ mesurées de ce spécimen étaient de 453 kN et 619 kN, respectivement, soient des différences de 4% et de 0% avec les valeurs théoriques non corrigées (435 kN et 620 kN). On note que la valeur de $P_{F,max}$ est 1 kN de moins que la charge ultime prévue avec la valeur de F_{uc} . En corrigeant les valeurs théoriques, on obtient alors des valeurs

corrigées de : 446 kN pour P_{yF} , et 627 kN pour P_{uF} . En comparant ces valeurs avec celles mesurées, on obtient des différences de : 2% pour P_{yF} , et -1% pour P_{uF} . La différence négative sur P_{uF} nous indique que le FDA n'a pas atteint la contrainte ultime F_{uF} .

L'examen du fusible après l'essai a révélé que les cornières présentaient des signes de voilement sur toutes les ailes, comme en témoigne la Figure 6.18. De cet essai, nous retenons donc que la plastification en compression d'un FDA doit être limitée à un seul cycle afin de ne pas réduire sa ductilité en tension, surtout lorsque l'élancement de l'aile des cornières est voisin de la valeur limite proposée.



Figure 6.18: Rupture et voilement local, spécimen F-C-L-51-38M-600_2

6.1.2.4 F-C-L-60-30-600 (dessin B4-3)

Les spécimens F-C-L-60-30-600 sont les derniers FDA avec cornières à section réduite à avoir été testés, sur des diagonales courtes. À la différence des six spécimens précédents, le FDA était fait de quatre cornières L-3x3x0.250. De plus, ces deux FDA étaient conçus de manière plus « normale », sans forcer une valeur limite d'élancement particulière pour les cornières ou les ailes

des cornières. La Figure 6.19 présente la courbe force-déformation totale de ce spécimen. Cette fois-ci, les valeurs de charge ont été normalisées avec la valeur P_{yF} déterminée avec la valeur F_{yc} du coupon C-B-L3 (325.6 MPa), soit 449.2 kN.

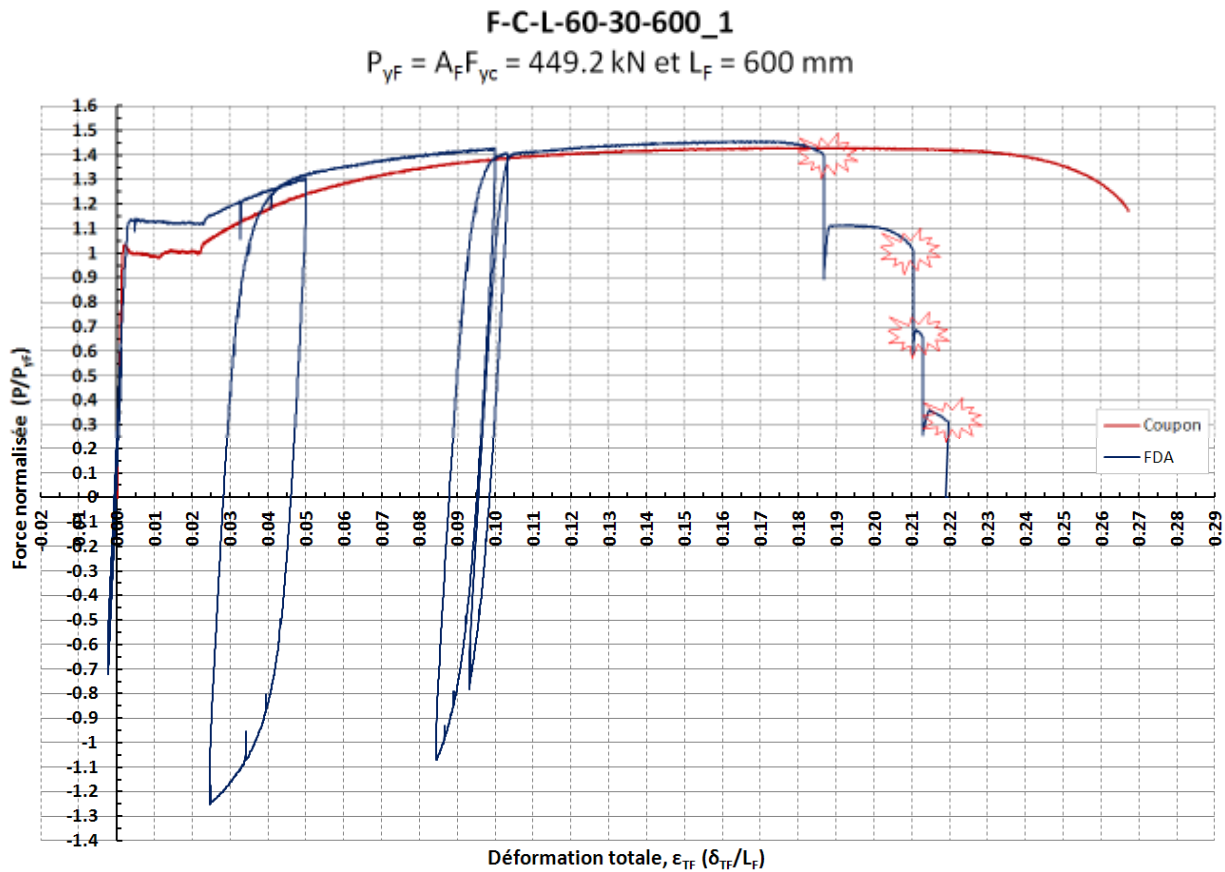


Figure 6.19: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-60-30-600_1 et coupon C-B-L3

Pour ce spécimen, les valeurs mesurées étaient de 505 kN pour P_{yF} , et de 655 kN pour P_{uF} , soient 12% et de 3% supérieures à celles prédites avec les valeurs de F_{yc} et F_{uc} non corrigées (449 kN et 638 kN). En ajustant les valeurs de F_{yc} et de F_{uc} , nous obtenons des valeurs théoriques corrigées de 466 kN pour P_{yF} , et 650 kN pour P_{uF} , réduisant ainsi les écarts avec les valeurs mesurées à 8% et 1 %, respectivement. Même après correction des valeurs de résistance théoriques, on remarque que la différence entre la valeur mesurée de P_{yF} et celle prédite est encore importante (8%). Afin de vérifier si l'augmentation de la charge est due à la friction de la boîte de confinement ou à une résistance plus élevée de l'aire centrale que celle que nous avons supposée ($1.16 \cdot F_{yc}$), nous avons

comparé ces résultats avec ceux du fusible F-B-60-38_1 du programme expérimental B sur la variation de F_y dans les cornières (chapitre 4). Celui-ci était entre autres fabriqué à partir de la même cornière L-3x3x0.250 et la largeur réduite des ailes est sensiblement la même (30 mm vs 38 mm). La Figure 6.20 présente cette comparaison.

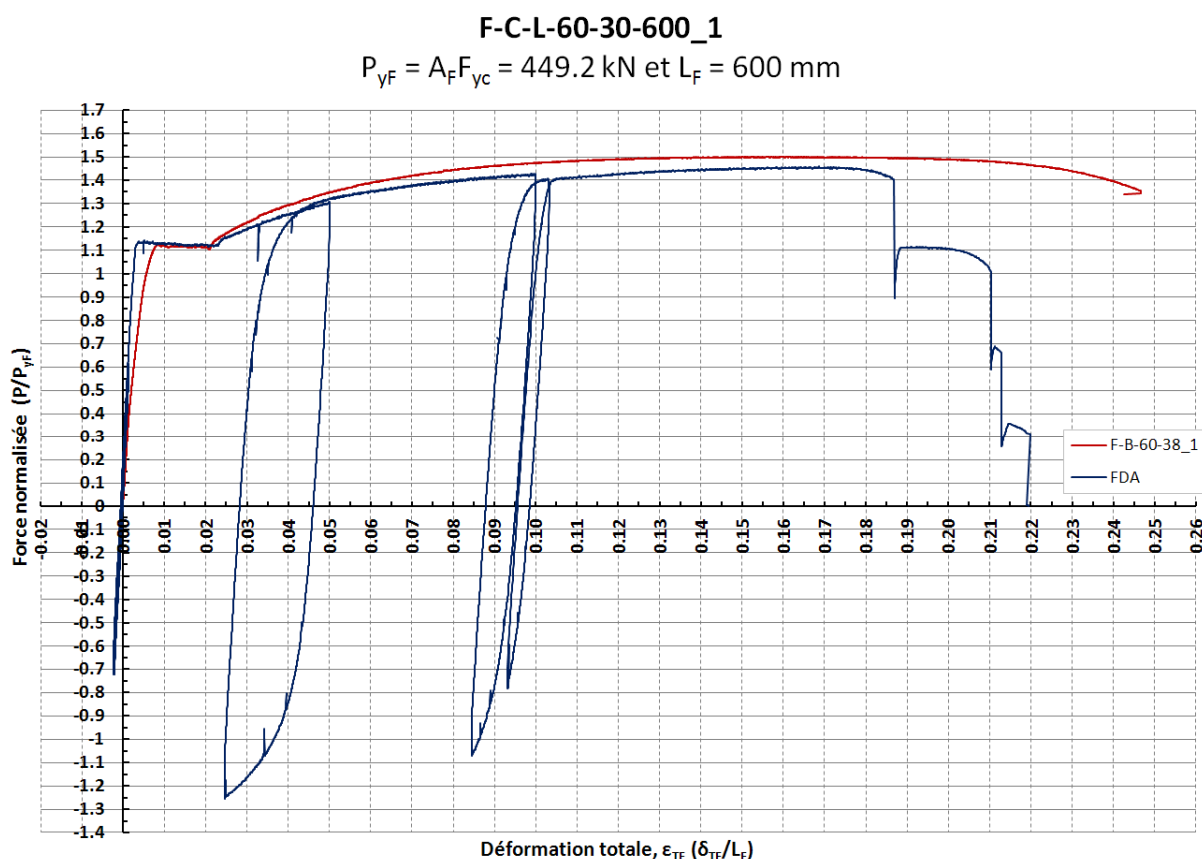


Figure 6.20: Comparaison des courbes $P-\epsilon_{TF}$, entre le spécimen F-C-L-60-30-600_1 et le spécimen F-B-60-38_1

En oubliant l'effet de la flexion du spécimen F-B-60-38 dû à l'excentricité entre la cornière et la barre d'armature (voir chapitre 4), on voit que la plastification des deux spécimens est très similaire. Dans les deux cas, l'augmentation de P_{yF} était de 12% par rapport à la valeur obtenue de l'essai sur le coupon. Dans la zone d'écroutissage, on note que la résistance du FDA est légèrement inférieure à celle de la cornière individuelle. Sur la base de cette comparaison, il semble que l'augmentation de la valeur de P_{yF} soit attribuable à la résistance plus élevée de l'aire

centrale des cornières plutôt qu'au frottement entre la boîte de confinement et les cornières. Ainsi, pour cette cornière, la limite élastique de l'aire centrale est plus élevée que celle de $1.16 \cdot F_{yc}$ que nous avons supposé, valeur qui rappelons-le, correspond à une tendance moyenne observée de plus de 310 données.

La Figure 6.21 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L60-30-600_2.

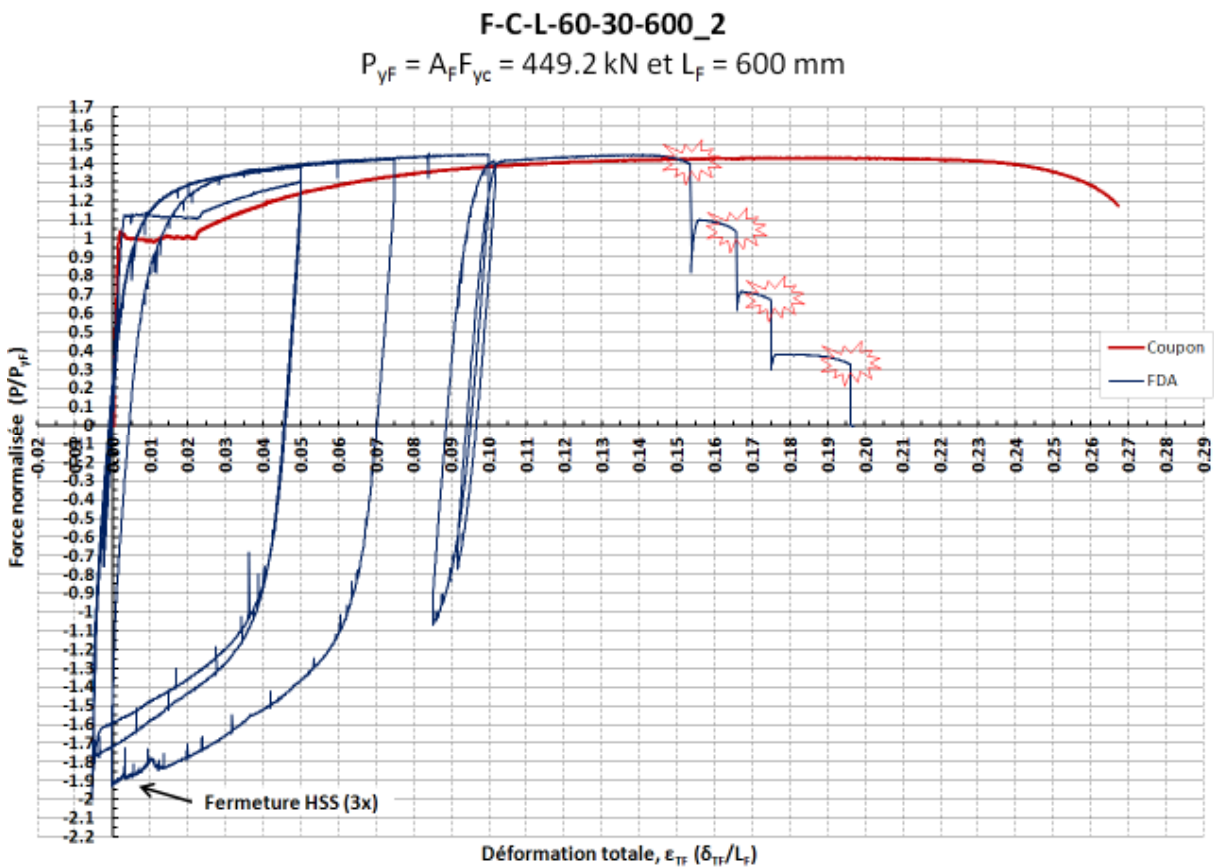


Figure 6.21: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-60-30-600_2 et coupon C-B-L3

Pour ce second essai, on a modifié le protocole de chargement pour fermer complètement le FDA dans le premier cycle de chargement, comme on l'a fait avec les autres spécimens. De plus, étant donné que nous étions bien en deçà de la valeur limite d'élancement b/t , nous voulions vérifier si nous pouvions compléter trois cycles complets de fermeture du FDA avec des sections réduites

plus compactes. Comme le démontrent les résultats, nous avons effectué trois cycles complets de fermeture du FDA. Dans les trois cycles, le spécimen s'est bien comporté. Une fois le troisième cycle complété, nous avons réalisé le protocole régulier avec les deux cycles de compression en phase élastique. Comme on peut le voir, le FDA a su supporter tout le protocole modifié imposé, sans rupture. Par contre, on voit que le premier fusible a cassé à 0.153 mm/mm de déformation, alors que pour le spécimen précédent (spécimen qui n'a subi aucune fermeture du FDA), le premier fusible avait cassé à 0.185 mm/mm de déformation, soit une réduction de plus de 17% sur la déformation en traction. Les trois cycles en compression auraient donc réduit la ductilité en tension du FDA. Les valeurs de P_{yF} et P_{uF} mesurées sont similaires à celles du premier spécimen de cette même série, soient : 501 kN pour P_{yF} , et 650 kN pour P_{uF} .

Les Tableaux 6.2 et 6.3 présentent les résultats des huit FDA faits de cornières à section réduite. Dans le premier tableau, les résultats sont comparés avec les valeurs de coupon non corrigées (F_{yc} et F_{uc}), alors que dans le second tableau, les résultats sont comparés avec les valeurs de coupon corrigées (F_{yF} et F_{uF}). Comme on peut le voir, en corrigeant les valeurs de F_{yc} et F_{uc} des coupons pour tenir compte de la résistance plus élevée offerte par l'aire centrale des cornières, la moyenne des valeurs observées est de 4% supérieure à celle prédite pour P_{yF} , et de 1% pour P_{uF} . Ainsi, on voit que cet ajustement sur les valeurs mesurées des coupons permet de bien prédire les résistances P_{yF} et P_{uF} des FDA.

Tableau 6.2: Résultats des FDA faits de cornières, programme C : comparaison entre coupon et observé

		Coupon		Observé		Coupon		Observé		Observé/coupon									
Id.	Coupon	F _{yc}	F _{uc}	F _{yF} obs	F _{uF} obs.	P _{yF} (F _{yc})	P _{uF} (F _{uc})	P _{yF} obs.	P _{uF} obs.	P _{yF} /P _{yF}	P _{uF} /P _{uF}	diff. PyF	diff. PuF	δ _{TF} max	ε _{TF} min	ε _{TF} max			
—	—	(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	—	—	(kN)	(kN)	(mm)	(mm/mm)	(mm/mm)			
F-C-L-30-15-600_1	C-B-L2	320.6	456.4	347.7	496.6	156.4	222.6	169.6	242.2	1.08	1.09	13.2	19.6	115.0	0.11	0.19			
F-C-L-30-15-600_2	C-B-L2	320.6	456.4	358.8	486.1	156.4	222.6	175.0	237.1	1.12	1.07	18.6	14.5	145.0	0.22	0.24			
F-C-L-51-38-600_1	C-B-L2	320.6	456.4	334.4	466.2	435.3	619.7	454.0	633.0	1.04	1.02	18.7	13.3	153.0	0.23	0.26			
F-C-L-51-38-600_2	C-B-L2	320.6	456.4	336.6	472.1	435.3	619.7	457.0	641.0	1.05	1.03	21.7	21.3	146.0	0.23	0.24			
F-C-L-51-38M-600_1	C-B-L2	320.6	456.4	332.9	466.9	435.3	619.8	452.0	634.0	1.04	1.02	16.7	14.2	158.0	0.25	0.26			
F-C-L-51-38M-600_2	C-B-L2	320.6	456.4	333.6	455.4	435.3	619.8	453.0	618.5	1.04	1.00	17.7	-1.3	127.0	0.07	0.21			
F-C-L-60-30-600_1	C-B-L3	325.6	462.1	366.1	474.8	449.2	637.5	505.0	655.0	1.12	1.03	55.8	17.5	131.0	0.19	0.22			
F-C-L-60-30-600_2	C-B-L3	325.6	462.1	363.2	469.7	449.2	637.5	501.0	650.0	1.12	1.02	51.8	12.5	111.0	0.16	0.19			
moyenne :											1.08	1.03	26.8	14.0					
CV :											0.036	0.028	0.631	0.495					

Tableau 6.3: Résultats des FDA faits de cornières, programme C : comparaison entre théorique et observé

Id.	Coupon	Théorique		Observé		Théorique		Observé		Observé/théorique		diff. PyF (kN)	diff. PuF (kN)
		F _{yF} th. (Mpa)	F _{uF} th. (Mpa)	F _{yF} obs (Mpa)	F _{uF} obs. (Mpa)	P _{yF} th. (kN)	P _{uF} th. (kN)	P _{yF} obs. (kN)	P _{uF} obs. (kN)	P _{yF} /P _{yF}	P _{uF} /P _{uF}		
F-C-L-30-15-600_1	C-B-L2	343.0	472.3	347.7	496.6	167.3	230.4	169.6	242.2	1.01	1.05	2.3	11.9
F-C-L-30-15-600_2	C-B-L2	343.0	472.3	358.8	486.1	167.3	230.4	175.0	237.1	1.05	1.03	7.7	6.7
F-C-L-51-38-600_1	C-B-L2	328.6	462.1	334.4	466.2	446.2	627.4	454.0	633.0	1.02	1.01	7.8	5.6
F-C-L-51-38-600_2	C-B-L2	328.6	462.1	336.6	472.1	446.2	627.4	457.0	641.0	1.02	1.02	10.8	13.6
F-C-L-51-38M-600_1	C-B-L2	328.6	462.1	332.9	466.9	446.3	627.5	452.0	634.0	1.01	1.01	5.7	6.5
F-C-L-51-38M-600_2	C-B-L2	328.6	462.1	333.6	455.4	446.3	627.5	453.0	618.5	1.02	0.99	6.7	-9.1
F-C-L-60-30-600_1	C-B-L3	337.9	470.9	366.1	474.8	466.2	649.6	505.0	655.0	1.08	1.01	38.8	5.4
F-C-L-60-30-600_2	C-B-L3	337.9	470.9	363.2	469.7	466.2	649.6	501.0	650.0	1.07	1.00	34.8	0.4
moyenne :										1.04	1.01	14.3	5.1
CV :										0.028	0.020	14.095	7.015

Le Tableau 6.4 présente les valeurs mesurées des déformations totales à l'ultime du FDA et à la rupture complète du FDA, pour les huit spécimens testés. Comme on peut le remarquer, les déformations totales à la rupture du FDA se sont produites sur une plage de 0.162 à 0.265 mm/mm de déformation totale approximative.

Tableau 6.4: Déformations totales à l'ultime et à la rupture des huit FDA faits de cornières

Id.	ε _{TF}		Notes
	ultime (mm/mm)	rupture (mm/mm)	
F-C-L-30-15-600_1	0.10	0.162	flambement d'un fusible
F-C-L-30-15-600_2	0.195	0.243	
F-C-L-51-38-600_1	0.206	0.257	fermeture du FDA 1x
F-C-L-51-38-600_2	0.20	0.244	
F-C-L-51-38M-600_1	0.22	0.265	fermeture du FDA 2x + 3 cycles de plastification
F-C-L-51-38M-600_2	0.06	0.212	
F-C-L-60-30-600_1	0.17	0.220	fermeture du FDA 3x + 3 cycles de plastification
F-C-L-60-30-600_2	0.14	0.196	

Enfin, la Figure 6.22 montre les ruptures des huit FDA faits de cornières. Comme on peut le remarquer, toutes les ruptures étaient ductiles. La striction s'est produite dans tous les fusibles.

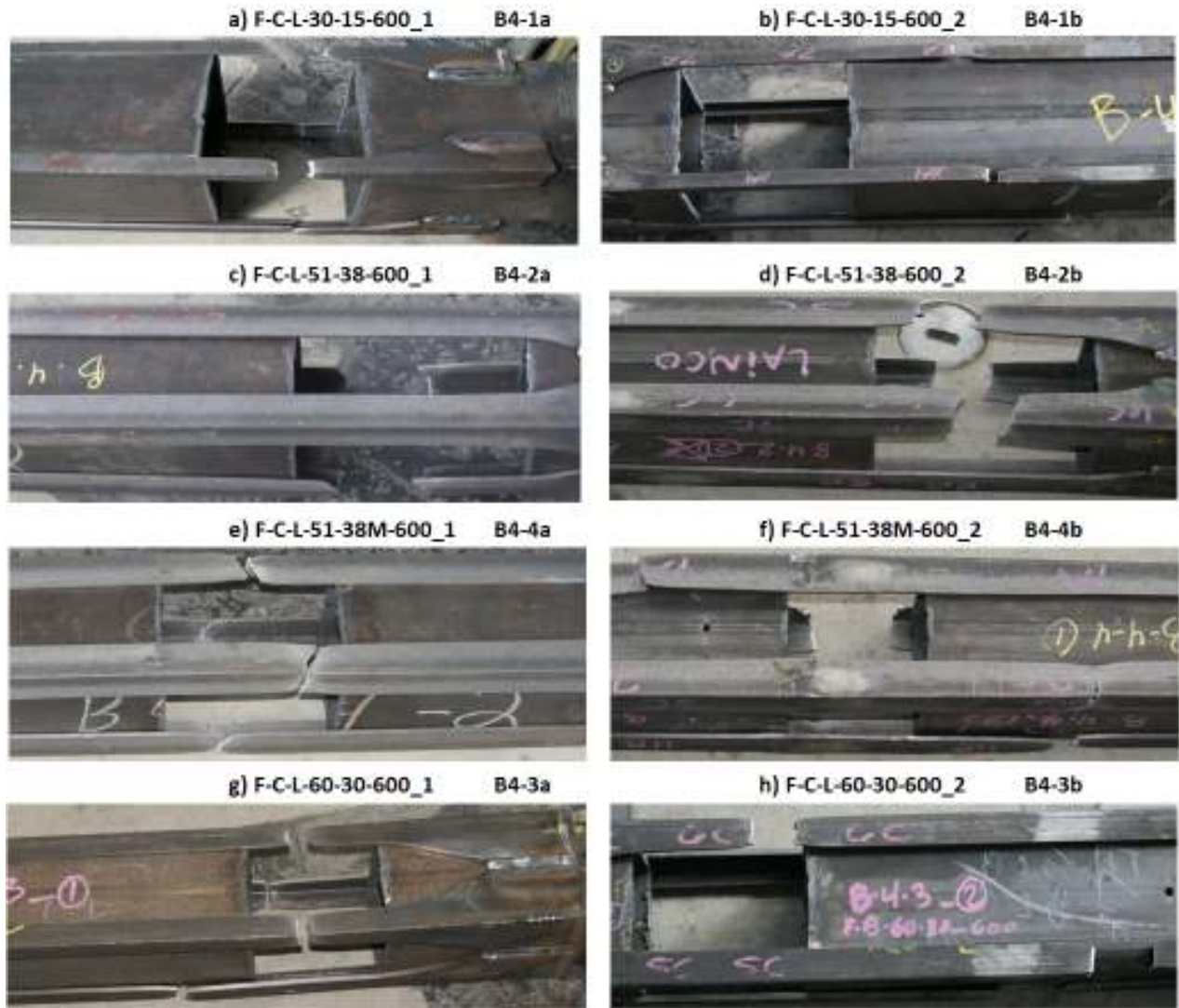


Figure 6.22: Rupture des huit FDA faits de cornières à section réduite

6.1.3 Essais sur FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier

Au chapitre 4, les résultats du programme expérimental B ont clairement démontré la variabilité des propriétés mécaniques à l'intérieur d'une section de cornière. On alors suggéré d'utiliser des fusibles découpés dans une plaque d'acier pour éliminer ce problème de variabilité. Dans cette section, on présente les données ainsi que les résultats des huit essais sur les FDA formés dans des plaques d'acier. Tous les spécimens ont été conçus pour développer une déformation totale,

ε_{TF} , de 0.10 mm/mm. Le Tableau 6.5 présente toutes les données des fusibles découpés dans une plaque.

Tableau 6.5: Données des FDA faits de plaques, programme expérimental C

Id.	Coupon	b_F	t_F	A_F	L_F	L_T	L_w	L_{TF}	$L_{total,F}$	r_{min}	r_{max}	KL/r_{out}	KL/r_{in}	cale			
														b_{cale}	t_{cale}	L_{cale}	KL/r_{in}
		(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			(mm)	(mm)	(mm)	
F-C-P-50-30-370	C-B-P313	29.96	7.82	937.3	370	49	43	468	554	2.29	8.66	10.49	30.55	25	7.94	185	8.33
F-C-P-65-40-550_1-1	C-B-P250	39.92	6.22	992.7	550	56.5	43	663	749	1.83	11.55	19.50	34.06	25	6.35	280	9.15
F-C-P-65-40-550_1-2	C-B-P250	40.02	6.23	996.9	550	56.5	43	663	749	1.83	11.55	19.50	34.06	25	6.35	280	9.15
F-C-P-65-40-750_1	C-B-P250	39.97	6.25	999.1	750	56.5	43	863	949	1.83	11.55	26.59	46.44	25	6.35	500	9.15
F-C-P-65-40-750_2	C-B-P250	39.95	6.22	994.0	750	56.5	43	863	949	1.83	11.55	26.59	46.44	25	6.35	500	9.15
F-C-P-65-40-550_2-1	C-B-P250	40.00	6.22	994.8	550	56.5	43	663	749	1.83	11.55	19.50	34.06	25	6.35	50	15.62
F-C-P-65-40-550_2-2	C-B-P250	40.02	6.23	996.8	550	56.5	43	663	749	1.83	11.55	19.50	34.06	25	6.35	50	15.62
F-C-P-65-40-550_3	C-B-P250	39.95	6.24	997.0	550	56.5	43	663	749	1.83	11.55	19.50	34.06	0	0	0	34.06

Les valeurs de r_{min} et r_{max} correspondent aux valeurs du rayon de giration minimal et maximal de la section réduite des fusibles. Les valeurs d'élancement $(KL/r_{min})_{out}$ et $(KL/r_{max})_{in}$ correspondent à l'élancement hors-plan et en-plan du fusible, respectivement, tels que décrits au chapitre 5 (voir section 5.8.8.2 et la Figure 5.21). Rappelons que l'élancement hors-plan correspond à : $K*\delta_{F,max}/r_{min}$; et l'élancement en-plan à : $K*(L_F + \delta_{F,max})/r_{max}$. Dans les deux cas, une valeur de K de 0.65 est utilisée et les deux élancements sont limités à 20. Pour l'élancement en-plan, lorsque la valeur d'élancement excède la valeur limite de 20, des cales de stabilité sont ajoutées sur les deux côtés de chaque fusible, afin de réduire leur élancement et ainsi prévenir le flambement en-plan de l'un d'eux. Comme on peut le remarquer dans le tableau des données, sauf pour le dernier spécimen, des cales de stabilité ont été ajoutées aux FDA afin de limiter leur élancement en-plan.

Le spécimen F-C-P-50-30-370 a été conçu de sorte d'avoir des valeurs d'élancement hors-plan et en-plan proches de 10, ceci afin d'observer pour une première fois le comportement de ce type de FDA. Ensuite, le spécimen F-C-P-65-40-550_1-1 a été conçu pour une valeur d'élancement hors-plan $K*\delta_F/r_{min}$ proche de la limite suggérée au chapitre 5, soit 20. Le spécimen F-C-P-65-40-750_1 a été conçu pour une valeur d'élancement hors-plan supérieur à 20 ($= 26.6$). Le spécimen F-C-P-65-40-550_2-1 a, quant à lui, été conçu pour une valeur d'élancement hors-plan proche de 20 ($= 19.5$) et une valeur d'élancement en-plan proche de 15 ($= 15.6$) grâce à la présence de cales

de stabilité. Enfin, le dernier spécimen, soit le F-C-P65-40-550_3, a aussi été conçu pour une limite d'élancement hors-plan proche de 20 ($= 19.5$) mais également pour un élancement en-plan de 34, ce qui est 1.7 fois supérieur à la limite de 20 demandée. Ainsi, aucune cale n'a été ajoutée à ce dernier. Les spécimens F-C-P-65-40-550_1-1, F-C-P-65-40-750_1 et F-C-P-65-40-550_2-1 ont été dupliqués afin de valider les résultats du premier spécimen de ces trois séries.

La Figure 6.23 présente le détail de chacun des trois différents fusibles utilisés dans les huit FDA. Le lecteur trouvera les dessins de fabrication des FDA en annexe. Tous les fusibles avaient une pente de zone de transition de 3:1, et un rayon de congé de transition, R, de 117 mm.

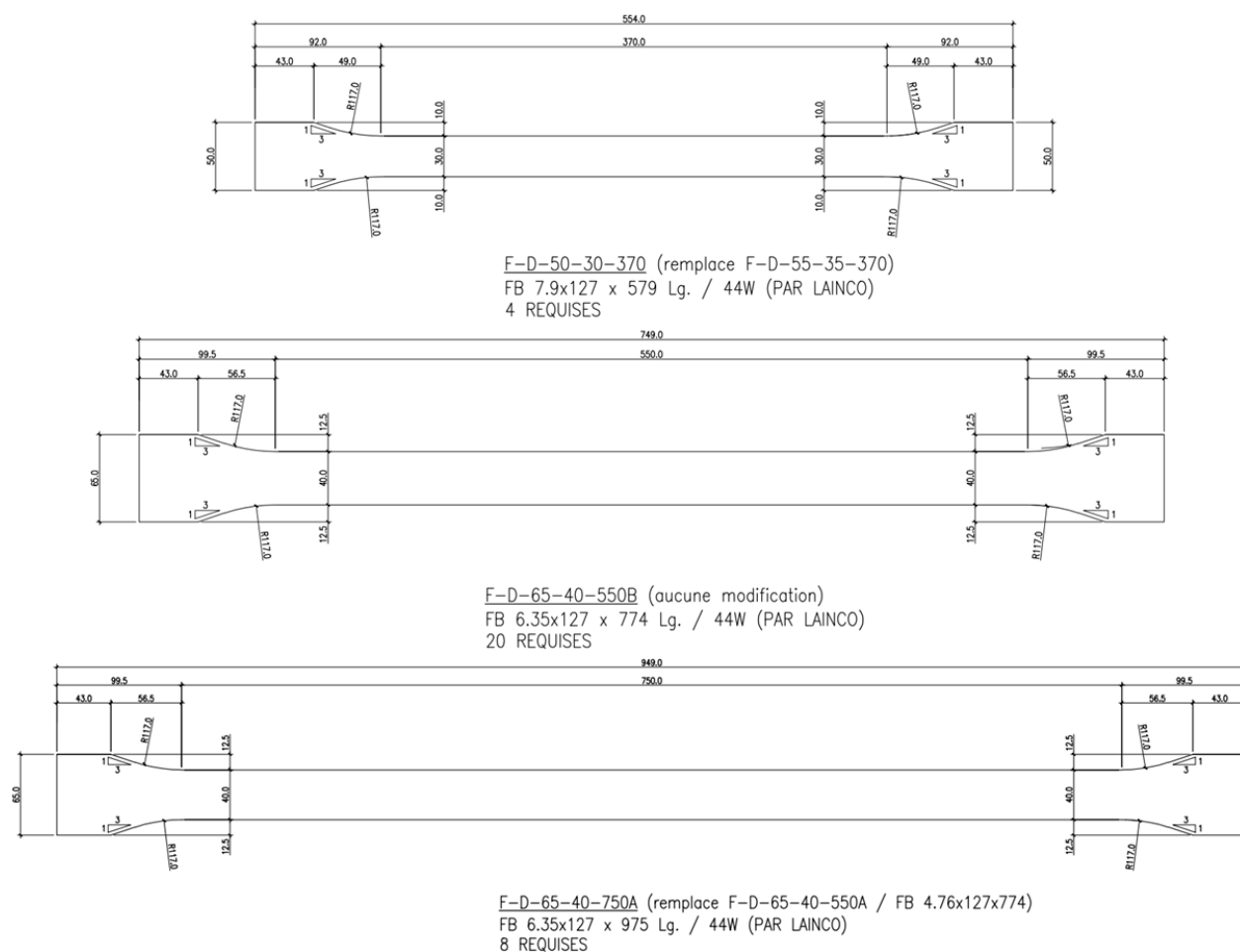


Figure 6.23: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental C

La Figure 6.24 présente une photo ainsi que le détail du nouveau type de FDA proposé, une fois assemblé sur le tube HSS.

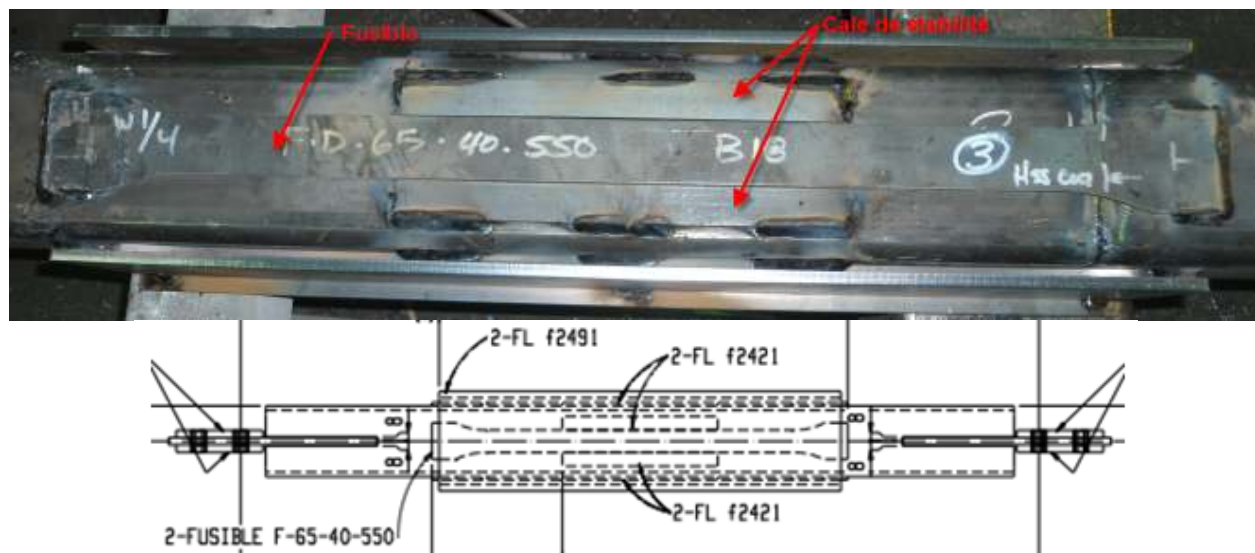


Figure 6.24: FDA fait de fusibles découpés dans une plaque d'acier (spécimen F-C-P-65-40-550)

6.1.3.1 F-C-P-50-30-370 (dessin VB17)

Le spécimen F-C-P-50-30-370 est le premier de ce nouveau type de FDA à avoir été testé. De plus, ses quatre fusibles sont les seuls du programme expérimental C à avoir été découpés à partir d'une plaque de 7.94 mm d'épaisseur. Les rapports d'élancement sont : 10.5 hors-plan, et 8.3 en-plan. La Figure 6.25 présente la courbe force-déformation totale de ce spécimen. Les valeurs de charges ont été normalisées par rapport à la valeur de plastification du FDA, P_{yF} , calculée avec la valeur du coupon C-B-P313 (412.7 MPa), soit 386.8 kN. Les déformations totales correspondent aux déformations approximatives du FDA, rapportées sur la longueur du segment à section réduite des fusibles, L_F . Le résultat du FDA est comparé à celui du coupon C-B-P313.

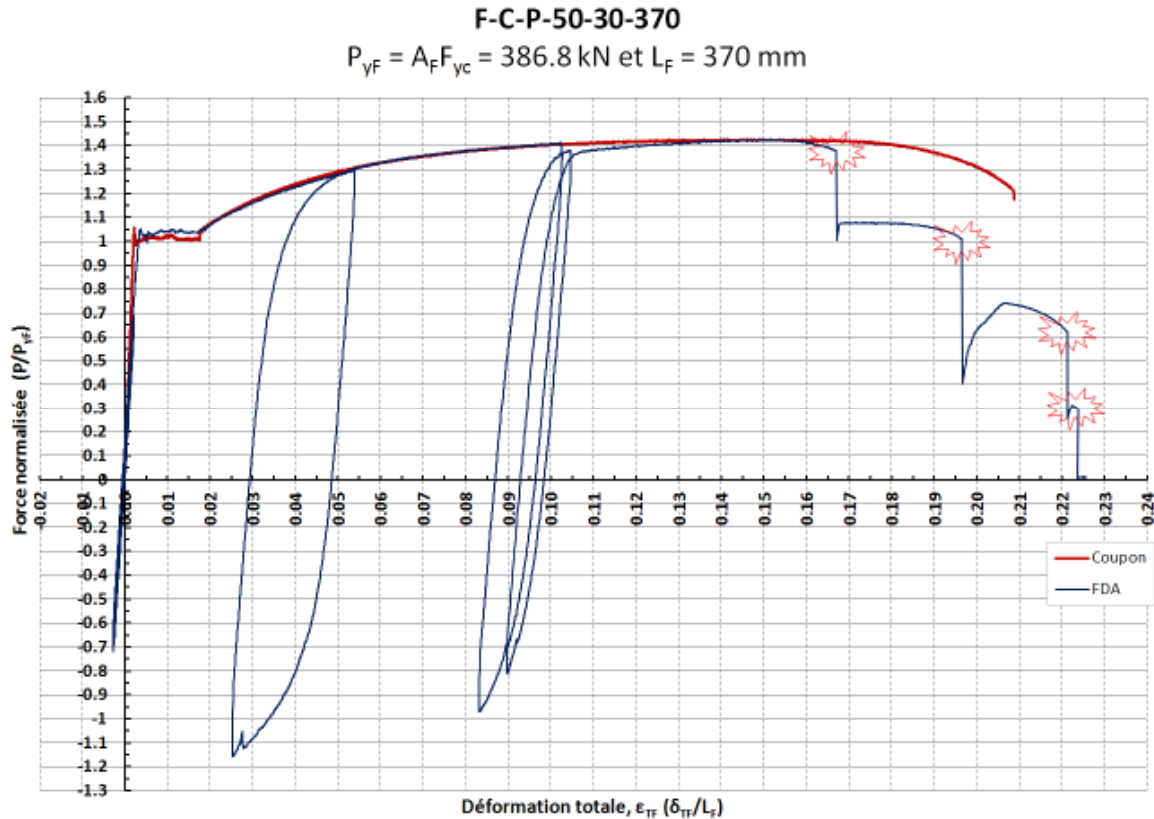


Figure 6.25: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-50-30-370 et coupon C-B-P313

Pour ce premier spécimen, on voit que la courbe $P-\epsilon_{TF}$ du FDA est pratiquement identique à celle du coupon de caractérisation, tant au niveau de la plastification que pour l'écroutissage. Cependant, on note une légère hausse de la valeur P_{yF} mesurée, soit 403 kN, ce qui est 4% de plus que la valeur prédite avec la valeur de résistance F_{yc} du coupon (387 kN). En termes de charge, cette différence représente 16.2 kN. Il se pourrait que cette légère hausse soit attribuable à la friction entre la boîte de confinement et les fusibles. La charge ultime enregistrée était de 551 kN, alors que celle prédite avec F_{uc} est de 548 kN, soit une différence d'à peine 1% entre les deux valeurs. Ainsi, les charges ultimes P_{uF} sont identiques. On voit également que la phase de rupture du fusible qui a cédé le premier est plus courte que celle du coupon. Par contre, la valeur de déformation à l'ultime du FDA est similaire à celle du coupon, soit 0.15 mm/mm dans les deux cas. Également, on remarque que la rupture complète du FDA s'est produite plus loin que celle du coupon. En compression, on voit que ce type de FDA montre un comportement stable. Ainsi, ce type de FDA semble être prometteur.

La Figure 6.26 présente la rupture finale du spécimen. On voit que les fusibles (plaques) ont bien développé la striction avant la rupture complète du FDA.



Figure 6.26: Rupture du spécimen F-C-P-50-30-370

6.1.3.2 F-C-P-65-40-550_1 (dessin VB18)

Le second spécimen à avoir été testé est le F-C-P-65-40-550_1-1. Les quatre fusibles de ce FDA ont été formés dans la plaque de 6.35 mm d'épaisseur. Ce spécimen avait des rapports d'élancement de : 19.5 hors-plan, et 9.2 en-plan. La Figure 6.27 présente la courbe force-déformation totale du spécimen. Les valeurs de charge sont normalisées par rapport à la valeur de plastification théorique P_{yF} , déterminée avec le F_{yc} du coupon C-B-P250 (324.2 MPa), soit 322 kN. Tel que pour le spécimen précédent, on voit que la courbe $P-\epsilon_{TF}$ du FDA est comparable à celle du coupon de caractérisation, tant au niveau de la plastification que pour la zone d'écrouissage.

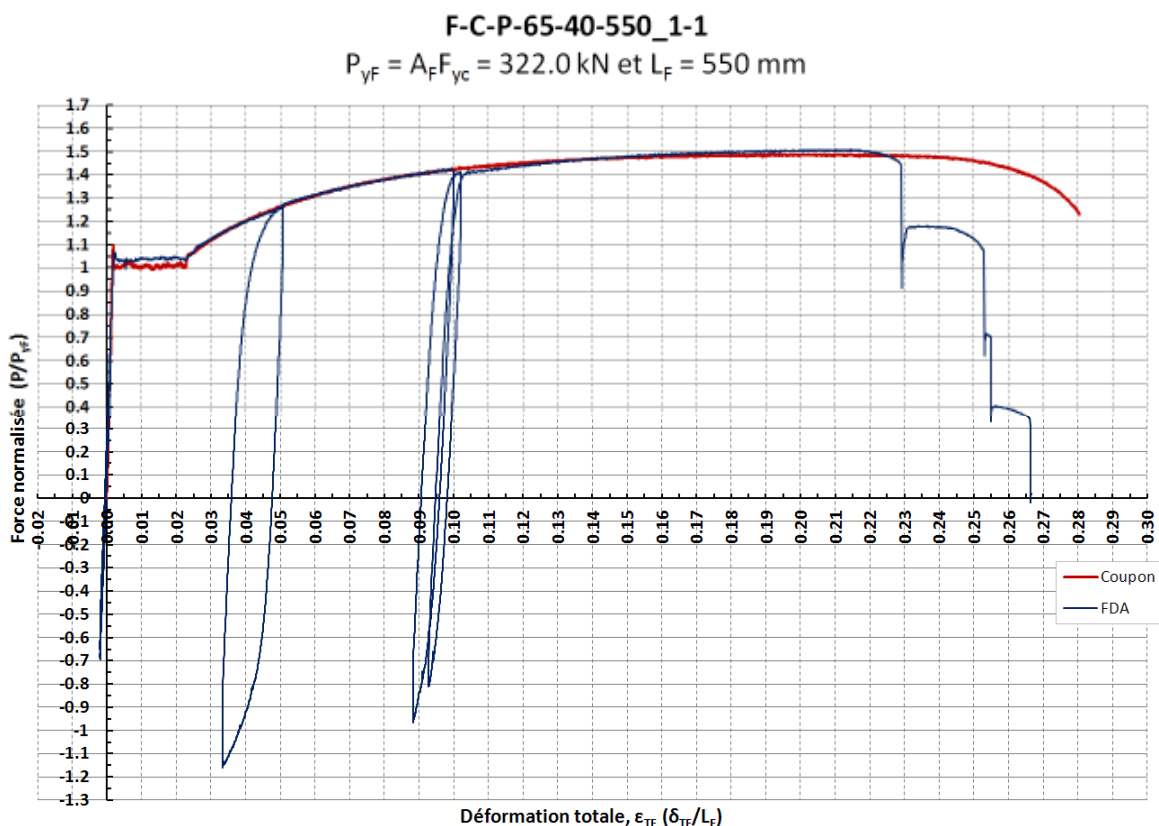


Figure 6.27: Courbe P - ϵ_{TF} , spécimen F-C-P-65-40-550_1-1 et coupon C-B-P250

Cependant, on note encore une fois une valeur légèrement supérieure de P_{yF} mesurée, soit 334 kN, ce qui représente 4% de plus que la valeur attendue (322 kN). En termes de charge, cette différence représente 12 kN. La charge ultime mesurée est similaire à celle du coupon, soit 486 kN et 476 kN respectivement, ce qui représente une différence de seulement 2%. On voit également que la phase de rupture du fusible qui a cédé le premier est plus courte que celle du coupon. Par contre, la valeur de déformation à l'ultime du FDA est similaire à celle du coupon, soit 0.21 mm/mm et 0.20 mm/mm respectivement. En compression, on voit que le FDA a bien complété son cycle de plastification et que son comportement était stable.

La Figure 6.28 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-P-65-40-550_1-2. Il est le troisième spécimen à avoir été testé. Le spécimen est identique au précédent (F-C-P-65-40-550_1-1).

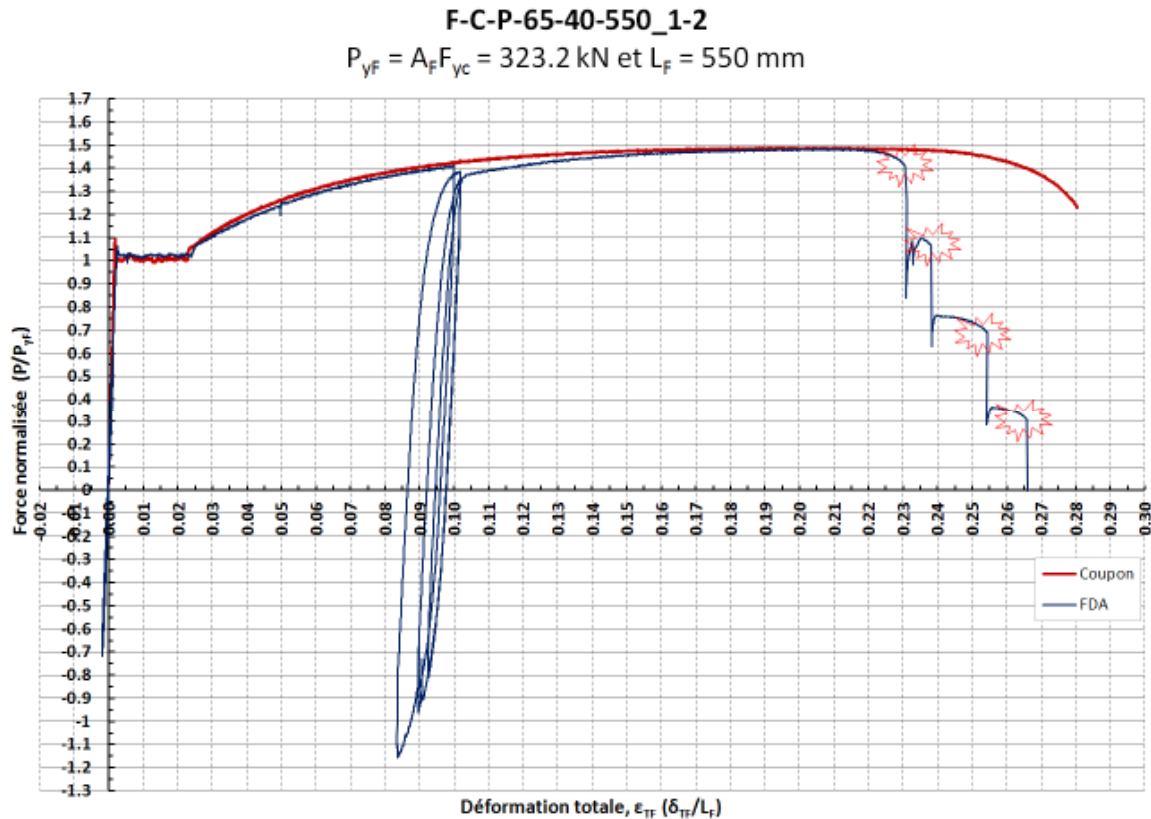


Figure 6.28: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_1-2 et coupon C-B-P250

Comme l'essai sur le premier spécimen de cette série s'est bien déroulé, nous avons modifié légèrement le protocole. Au lieu de réaliser le cycle de plastification en compression après avoir atteint 0.05 mm/mm de déformation en traction, nous l'avons réalisé après avoir atteint 0.10 mm/mm. Ainsi, les trois cycles de compression-tension du protocole ont été réalisés à cette déformation. D'abord, on peut remarquer que le comportement du FDA est similaire à celui du coupon. La valeur mesurée de P_{yF} était de 330 kN, soit seulement 2% plus élevée que la valeur théorique (323 kN), ce qui représente une différence de 7 kN. De plus, la charge ultime mesurée était identique à celle attendue avec la valeur F_{uc} du coupon, soit 480 kN et 478 kN respectivement. Également, on voit que les trois cycles en compression ont bien été réalisés, sans signe apparent de perte de charge. Encore une fois, on remarque que toutes les plaques ont cédé à une déformation inférieure à celle atteinte par le coupon. Ainsi, la phase de rupture du FDA est plus courte que celle du coupon.

6.1.3.3 F-C-P-65-40-750 (dessin VB19)

Le quatrième spécimen à avoir été testé est le F-C-P-65-40-750_1. Comme l'indique son appellation, contrairement au FDA précédent, la longueur du fusible était de 750 mm, afin d'obtenir une valeur d'élanement hors-plan supérieure à 20, soit 26.6 pour ce spécimen. La Figure 6.29 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-P-65-40-750_1, normalisée sur la valeur théorique déterminée à partir du coupon (F_{yc}). Pour ce spécimen, nous avons appliqué également le protocole modifié décrit précédemment. Ainsi, le premier cycle de plastification en compression était effectué après avoir atteint 0.10 mm/mm de déformation en traction, plutôt que 0.05 mm/mm.

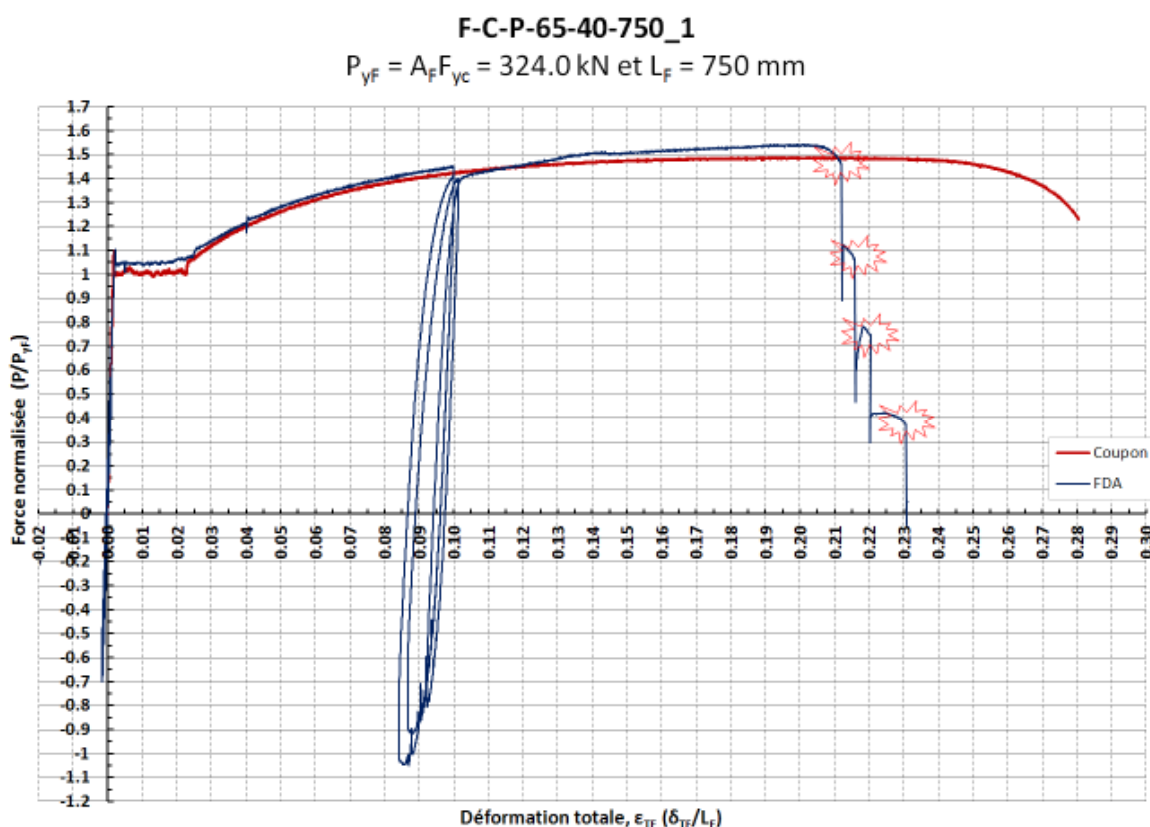


Figure 6.29: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-750_1 et coupon C-B-P250

Comme on peut le remarquer, la différence de P_{yF} est plus grande pour ce spécimen que pour les précédents. En effet, la valeur mesurée de P_{yF} est de 339 kN, soit 5% supérieure à la valeur théorique (324 kN). Cette différence représente une hausse de 14.6 kN en termes de charge. La

charge ultime en traction mesurée est également plus élevée que celle déterminée avec la valeur de F_{uc} du coupon, soit 500 kN et 479 kN respectivement, ce qui représente une différence de 4% avec la valeur théorique. Durant l'essai, nous avons remarqué que la plastification en compression du spécimen était moins stable que pour les spécimens précédents. En effet, plusieurs chutes ponctuelles de la charge ont été observées pendant les excursions en compression. La valeur maximum atteinte en compression dans le premier cycle était de $-1.05 \cdot P/P_{yF}$, ce qui est inférieur à la valeur de $-1.20 \cdot P/P_{yF}$ que l'on voulait atteindre. À la charge de $-1.05 \cdot P/P_{yF}$, la résistance s'est mise à diminuer de façon soudaine, suggérant un phénomène d'instabilité. Pour éviter le flambement d'une des plaques, nous avons alors inversé le déplacement imposé. Au deuxième cycle de compression, le même comportement a été observé. Enfin, on voit qu'une fois de plus, la déformation à la rupture du premier fusible était bien en deçà de celle du coupon, de même pour le FDA complet.

La Figure 6.30 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L-65-40-750_2.

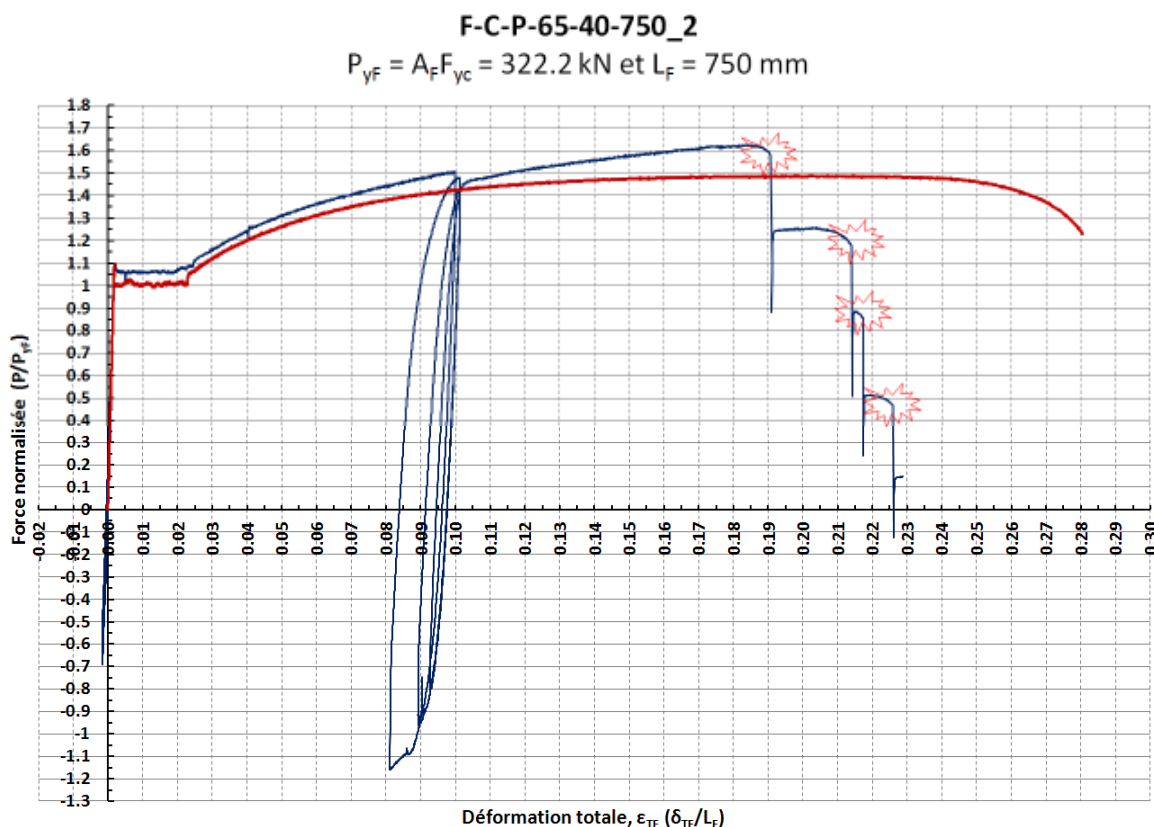


Figure 6.30: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-750_2 et coupon C-B-P250

Pour ce spécimen, la valeur de P_{yF} mesurée était de 340 kN, soit 6% de plus que la valeur théorique de normalisation (322 kN). En termes de charge, cette différence représente plus de 18 kN, ce qui est la plus grande différence observée des huit FDA avec des fusibles en plaque. La valeur de P_{uF} mesurée était de 524 kN, alors que celle théorique était de 477 kN, ce qui représente une différence de plus de 10%, ou 47 kN en termes de charge. À la différence du premier spécimen de cette série, la plastification en compression de ce deuxième spécimen était plus stable. Par contre, nous avons tout de même enregistré quelques chutes ponctuelles de charge pendant les excursions en compression. Cette fois-ci, nous avons complété les trois cycles complets sans signe d'instabilité. À la fin de l'essai, c'est-à-dire après la rupture complète des quatre fusibles, nous avons noté une valeur résiduelle de 47.5 kN dans le montage, soit $0.15 \cdot P/P_{yF}$ (montré sur le graphique). Ainsi, on peut conclure que la différence de 47 kN sur la valeur de P_{uF} est attribuable à la friction entre la boîte de confinement et les plaques.

Enfin, on remarque que la capacité de déformation des deux spécimens de cette série était plus faible que pour les deux spécimens de la série F-C-P-65-40-550 précédente. En effet, une réduction moyenne de 14% sur la déformation à la rupture complète du FDA a été observée. Pourtant, ces quatre FDA étaient identiques entre eux, sauf pour la valeur d'élanement hors-plan (= 26.6), la longueur des cales (= 500 mm) et la longueur L_F des fusibles (= 750 mm). Malheureusement, la boîte de confinement n'est pas transparente, alors on ne pouvait pas observer le comportement des fusibles durant l'essai. Ainsi, aucune explication sur cette réduction de la déformation à la rupture ne peut être avancée pour le moment.

6.1.3.4 F-C-P-65-40-550_2 (dessin VB20)

Le sixième spécimen à avoir été testé est le F-C-P-65-40-550_2-1. Celui-ci était similaire au spécimen F-C-P-65-40-550_1-1 précédent, sauf pour la longueur des cales. En effet, pour ce spécimen, l'élanement en-plan était réduit à 15.6 grâce à la présence de celles-ci. Rappelons que l'élanement hors-plan du spécimen était de 19.5. La Figure 6.31 présente la courbe force-déformation totale de ce spécimen, normalisée sur la valeur théorique de 322.5 kN.

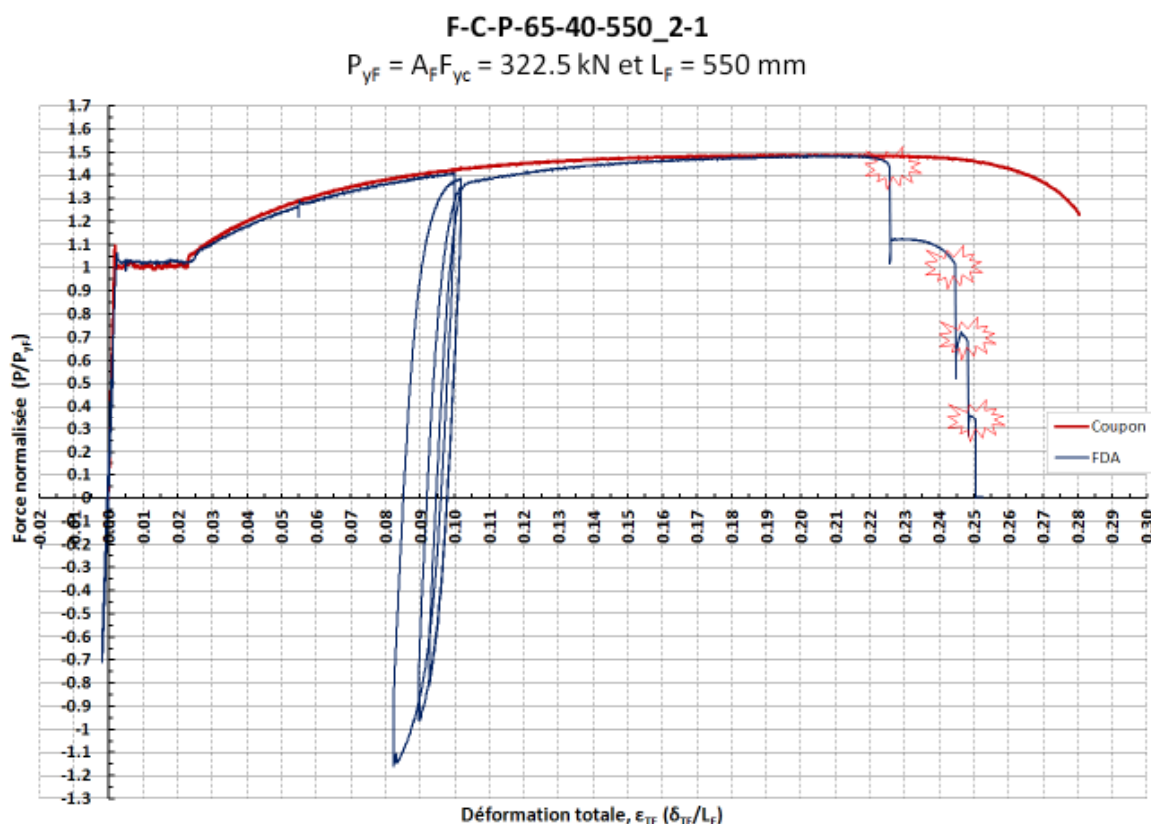


Figure 6.31: Courbe P - ϵ_{TF} , spécimen F-C-P-65-40-550_2-1 et coupon C-B-P250

Comme on peut le voir, les résultats sont similaires à ceux du spécimen F-C-P-65-40-550_2-1. La charge de plastification mesurée était de 330 kN, soit à peine 2% de plus que la valeur théorique de 323 kN. Également, la charge ultime en traction était identique à celle du coupon, soit 479 kN pour la valeur mesurée, et 477 kN pour la valeur théorique. On note également que les cycles en compression sont stables (aucune chute de charge ponctuelle) pour un élancement en-plan de 15.6.

La Figure 6.32 présente la courbe force-déformation totale du spécimen F-C-L-65-40-550_2-2. On voit que les résultats sont similaires à ceux du premier spécimen de cette série. Les valeurs de P_{yF} et de P_{uF} mesurées sont identiques à ceux du premier spécimen.

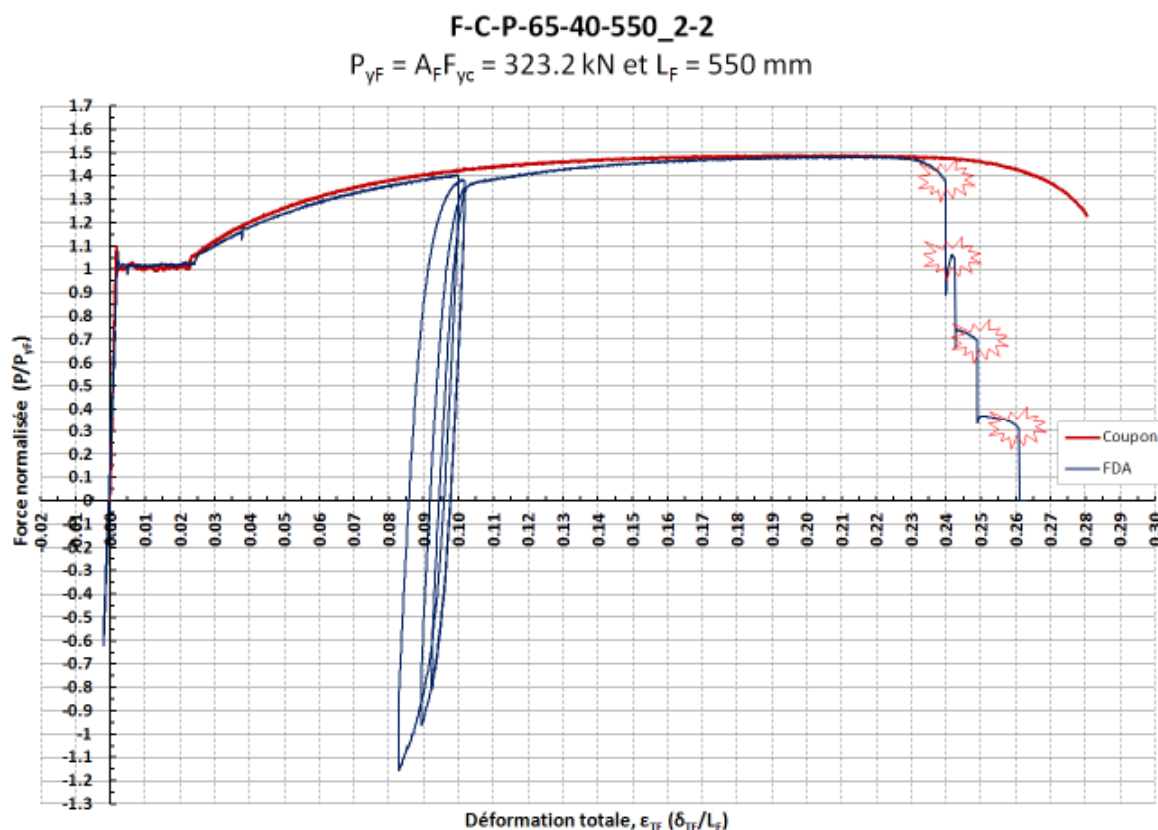


Figure 6.32: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_2-2 et coupon C-B-P250

6.1.3.5 F-C-P-65-40-550_3 (dessin VB21)

Le dernier spécimen à avoir été testé est le F-C-P-65-40-550_3. Le spécimen était identique aux spécimens des séries F-C-P-65-40-550_1 et F-C-P-65-40-550_2, sauf pour les cales. En effet, contrairement aux spécimens précédents, aucune cale de stabilité n'a été ajoutée dans celui-ci. Ainsi, les rapports d'élancement de ce spécimen sont : 19.5 hors-plan, et 34.1 en-plan. Nous voulions observer le comportement du FDA lorsque l'élancement en-plan était supérieur à la limite de 20 suggérée. La Figure 6.33 présente la courbe force-déformation totale de ce spécimen.

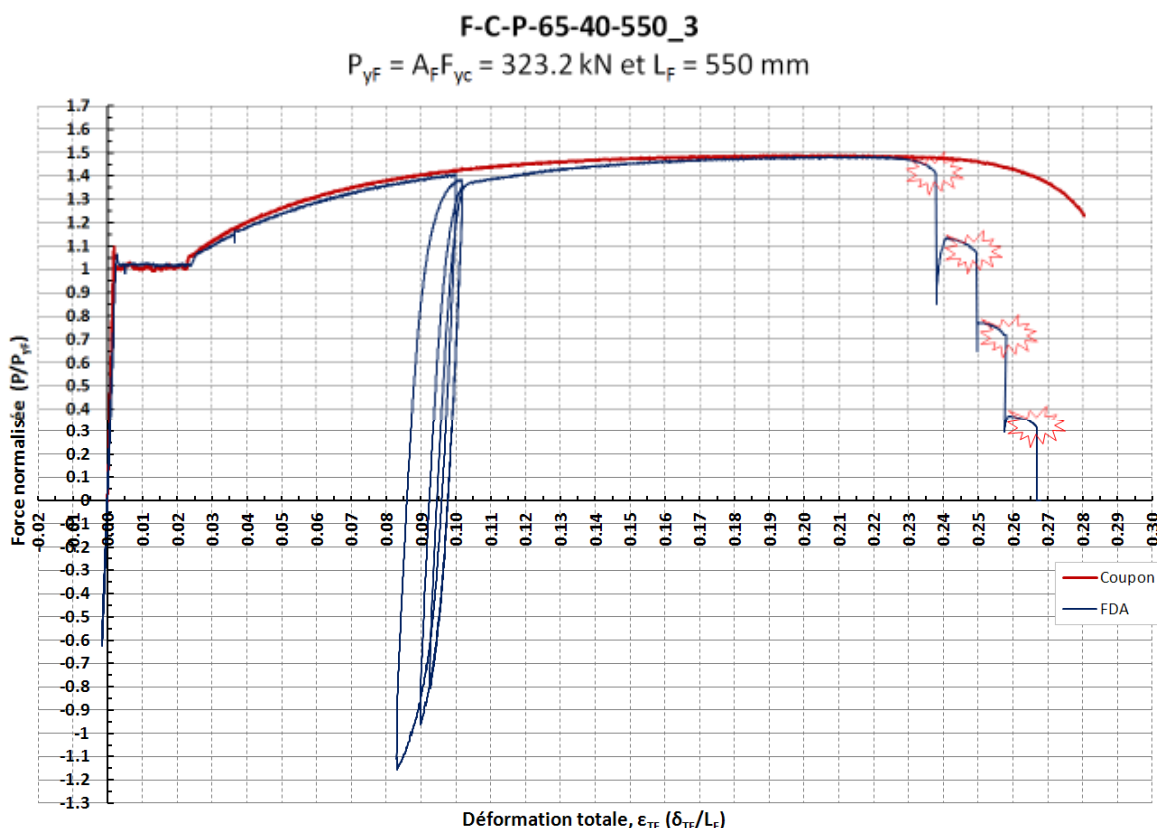


Figure 6.33: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_3 et coupon C-B-P250

Comme on peut le voir, les résultats de ce spécimen sont similaires aux résultats des spécimens F-C-P-65-40-550 précédents. Les valeurs de P_{yF} et de P_{uF} mesurées sont identiques à ceux de la série précédente, soient : 478 kN et 480 kN respectivement. On remarque également que ce spécimen suit fidèlement le comportement de la courbe matériau du coupon de caractérisation. Par contre, on note encore une fois que la phase de rupture est plus courte que celle du coupon. De plus, même si les rapports d'élancement étaient plus élevés, voir au-delà de la limite suggérée pour l'élancement en-plan, le comportement du FDA dans les cycles de compression était stable. En comparant la courbe de ce spécimen avec ceux des spécimens de la série précédente, on voit qu'il n'y a pas de différence significative tant pour le comportement en compression que pour le comportement ductile en traction. D'ailleurs, on remarque que la rupture complète des FDA se produites à la même déformation que les spécimens précédents, soit 0.26 mm/mm. Ainsi, il semble que l'ajout des cales de stabilité pour limiter l'élancement en-plan dans les spécimens des séries F-C-P-65-40-550_1 et F-C-P-65-40-550_2 n'était pas nécessaire et que la limite imposée

de 20 soit trop conservatrice. Des essais par ÉF devraient être réalisés dans le futur sur ce type de fusible, afin d'identifier les valeurs d'élancement exactes à respecter. Par conséquent, les valeurs maximales d'élancement proposées au chapitre 5 sont maintenues pour le moment, car elles représentent des valeurs conservatrices pour assurer une plastification en compression du FDA, sans problème d'instabilité.

Le Tableau 6.6 présente les résultats des huit FDA faits de fusibles découpés dans une plaque d'acier. Les résultats sont comparés avec les valeurs des coupons. Comme on peut le voir, la moyenne des valeurs observées est de 3% supérieure à celle prédite pour P_{yF} , et de 2% pour P_{uF} .

Tableau 6.6: Résultats des FDA faits de fusibles découpés dans une plaque, programme C : comparaison entre coupon et observé

Coupon		Observé		Coupon		Observé		Observé/coupon									
Id.	Coupon	F _{yc}	F _{uc}	F _{yF obs}	F _{uF obs.}	P _{yF} (F _{yc})	P _{uF} (F _{uc})	P _{yF obs.}	P _{uF obs.}	P _{yF} /P _{yF}	P _{uF} /P _{uF}	diff. P _{yF}	diff. P _{uF}	δ _{TF} max	ε _{TF} min	ε _{TF} max	
—	—	(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	—	—	(kN)	(kN)	(mm)	(mm/mm)	(mm/mm)	
F-C-P-50-30-370	C-B-P313	412.7	584.4	430.0	587.9	386.8	547.8	403.0	551.0	1.04	1.01	16.2	3.2	81.0	0.16	0.22	
F-C-P-65-40-550_1-1	C-B-P250	324.2	479.7	336.4	489.6	321.8	476.2	334.0	486.0	1.04	1.02	12.2	9.8	147.0	0.23	0.27	
F-C-P-65-40-550_1-2	C-B-P250	324.2	479.7	331.0	481.5	323.2	478.2	330.0	480.0	1.02	1.00	6.8	1.8	146.0	0.23	0.27	
F-C-P-65-40-750_1	C-B-P250	324.2	479.7	338.8	500.4	323.9	479.3	338.5	500.0	1.05	1.04	14.6	20.7	171.0	0.21	0.23	
F-C-P-65-40-750_2	C-B-P250	324.2	479.7	342.1	527.2	322.2	476.8	340.0	524.0	1.06	1.10	17.8	47.2	167.0	0.20	0.22	
F-C-P-65-40-550_2-1	C-B-P250	324.2	479.7	331.7	481.5	322.5	477.2	330.0	479.0	1.02	1.00	7.5	1.8	139.0	0.23	0.25	
F-C-P-65-40-550_2-2	C-B-P250	324.2	479.7	330.1	481.6	323.2	478.2	329.0	480.0	1.02	1.00	5.8	1.8	144.0	0.24	0.26	
F-C-P-65-40-550_3	C-B-P250	324.2	479.7	331.0	480.4	323.2	478.3	330.0	479.0	1.02	1.00	6.8	0.7	146.0	0.24	0.27	

moyenne : 1.03 1.02 10.9 10.9

CV : 0.013 0.033 4.797 16.148

Si on compare maintenant les valeurs des ratios P_{yF}/P_{yF} (= observé/coupon) des fusibles en plaque avec ceux des fusibles en cornière (Tableau 6.2, avec F_{yc} et F_{uc} non corrigés), on voit qu'il y a moins d'écart significatif entre les valeurs mesurées et les valeurs théoriques pour les fusibles en plaque. Ainsi, on peut mieux prédire la charge de plastification de ces derniers à partir des valeurs de résistance d'un coupon seulement, sans passer par une correction des valeurs comme dans le cas des cornières.

Le Tableau 6.7 présente les valeurs mesurées des déformations totales à l'ultime du FDA et à la rupture complète du FDA, pour les huit spécimens testés. Comme on peut le remarquer, les déformations totales à la rupture du FDA se sont produites sur une plage de 0.224 à 0.267 mm/mm de déformation totale approximative.

Tableau 6.7: Déformations totales à l'ultime et à la rupture des huit FDA faits de fusibles en plaque

Id.	ϵ_{TF} ultime	ϵ_{TF} rupture
	(mm/mm)	(mm/mm)
F-C-P-50-30-370	0.15	0.224
F-C-P-65-40-550_1-1	0.21	0.226
F-C-P-65-40-550_2-2	0.21	0.265
F-C-P-65-40-750_1	0.20	0.231
F-C-P-65-40-750_2	0.185	0.226
F-C-P-65-40-550_3-1	0.21	0.25
F-C-P-65-40-550_4-2	0.21	0.261
F-C-P-65-40-550_5	0.21	0.267

La Figure 6.34 montre les ruptures des huit FDA faits de fusibles découpés dans une plaque d'acier. Comme on peut le remarquer, toutes les ruptures étaient ductiles. La striction s'est produite dans tous les fusibles.

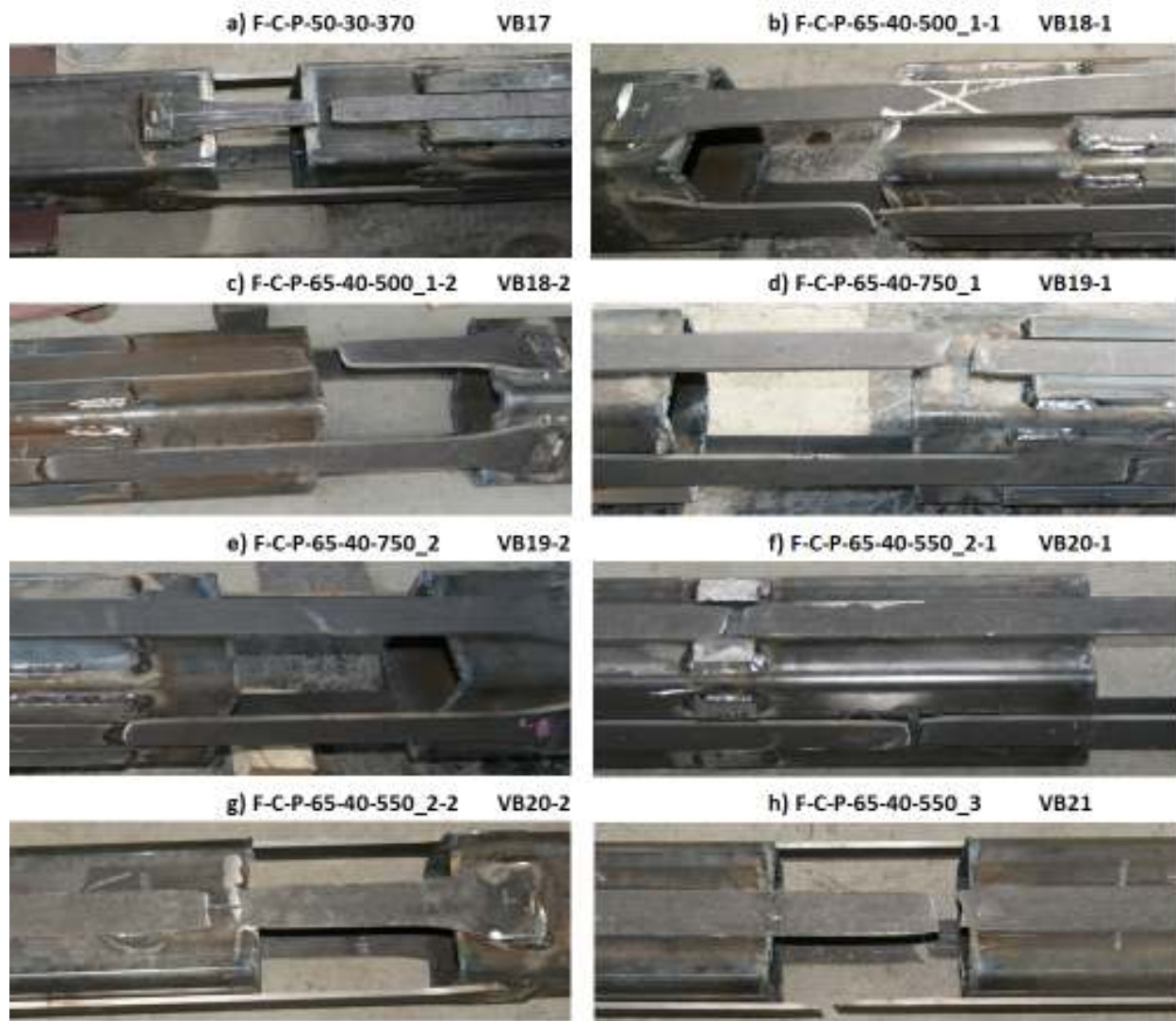


Figure 6.34: Rupture des huit FDA faits de plaque

6.1.4 Discussion

Dans l'ensemble, ces nouveaux types FDA ont très bien performé. Les courbes charge-déformation obtenues sont très similaires à celles des coupons de caractérisation, ce qui était le but recherché, sauf pour les deux spécimens F-C-P-65-40-750 pour lesquels la friction entre les fusibles et la boîte de confinement fut plus importante. Les huit essais ont démontré que les limites d'élancement proposées au chapitre 5, soit 20 pour les flambements hors-plan et en-plan, sont conservatrices et suffisantes. Elles permettent ainsi d'obtenir un comportement stable en

compression, sans flambement, et une ductilité suffisante en tension. Au-delà de la valeur limite proposée pour le flambement hors-plan, les essais ont montré que la plastification en compression d'un FDA long (750 mm) est moins stable que pour des FDA plus courts (550 mm). Ainsi, ce type de FDA peut être conçu pour subir un seul cycle de plastification en compression. Enfin, étant donné que les résultats sont très concluants pour ces nouveaux types de fusible, nous avons décidé de rajouter ces FDA dans le programme expérimental D, afin d'observer leur comportement dans des diagonales réelles.

Dans l'ensemble, les FDA faits de cornières ont aussi bien performé. Les courbes obtenues charge-déformation sont similaires à celles des coupons de caractérisation. Par contre, dans la majorité des cas, les valeurs de plastification mesurées étaient plus élevées que celles prédites à partir des valeurs de coupon, notamment en raison de l'aire centrale plus résistante des cornières. Par contre, une fois les valeurs de résistance des coupons corrigées, les valeurs théoriques ajustées étaient beaucoup plus proches de celles mesurées. Les huit essais ont démontré que les limites d'élancement local et global proposées au chapitre 5 sont conservatrices et suffisantes. Elles permettent ainsi d'obtenir un comportement stable en compression, sans flambement, et une ductilité suffisante en tension.

Enfin, les 16 essais ont tous montré que la phase de rupture d'un FDA est plus courte que celle du coupon de caractérisation. Également, les essais ont montré que plusieurs cycles de plastification en compression réduisent la ductilité disponible en tension du FDA. Ainsi, il est préférable que les FDA soient conçus pour subir qu'un seul cycle de plastification en compression, tel que proposé au chapitre 5 pour leur conception, afin que leur ductilité en traction ne soit altérée.

6.2 Programme D : essais cycliques sur diagonales longues avec FDA

Pour compléter la recherche sur les FDA, nous avons réalisé une série d'essais cycliques sur des diagonales de grandeur réelle. Trois types de diagonales ont été testés : diagonales sans FDA, diagonales avec FDA faits de quatre cornières à section réduite et diagonales avec FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier. Par ces essais, nous voulions d'abord vérifier si la méthode de conception proposée au chapitre 5 permettait d'obtenir le comportement souhaité du contreventement. Ensuite, nous voulions vérifier si un facteur de modification de la ductilité, R_d , supérieur à 3.0 peut être utilisé pour concevoir les SRFS avec FDA. Enfin, nous voulions également vérifier la possibilité de former les rotules plastiques (charnières) de la diagonale en compression dans les plaques de transfert de la diagonale plutôt que dans les goussets.

6.2.1 Choix des diagonales

Afin de choisir des grosseurs de diagonale réalistes, nous avons procédé à une étude paramétrique de récurrence sur des structures de bâtiment pour déterminer les diagonales requises selon la valeur R_d employée. Plus précisément, nous avons réalisé la conception de cinq différents bâtiments, soient trois bâtiments à un étage et deux multi-étagés, selon les exigences du CNB 2005. Le Tableau 6.8 résume les principales géométries des cinq bâtiments.

Tableau 6.8: Bâtiments de l'étude de récurrence

Id.	Nb étage	hauteur (m)	Longueur (m)	Largeur (m)	Superficie (m ²)	CV E-O (m)	CV N-S (m)	Nb de diagonale
A	1	7.6	60	60	3600	6	7.5	12
B	1	12	60	60	3600	6	7.5	12
C	1	7.6	120	60	7200	6	7.5	18
D	6	23	48	20.1	5788.8	6	6.7	72
E	3	11.8	54	32	5184	6	8	36

Dans le Tableau 6.8, les valeurs CV E-O et CV N-S correspondent aux largeurs des baies de contreventement dans la direction est-ouest et nord-sud, respectivement. Chaque bâtiment a été conçu pour un facteur R_d de 3.0, 4.0 et 5.0, et pour deux localités différentes : Montréal (Québec) et Vancouver (Colombie-Britannique). Ainsi, plus de 30 bâtiments ont été conçus pour chaque direction orthogonale (E-O et N-S) d'application de la charge sismique, ce qui impliquait un total de 150 diagonales pour lesquelles on devait choisir une section. Les contreventements étaient de type tension-compression (T/C) et les diagonales étaient conçues pour résister à la force pondérée de compression (C_f). La Figure 6.35 présente l'histogramme de récurrence des 150 diagonales HSS sélectionnées.

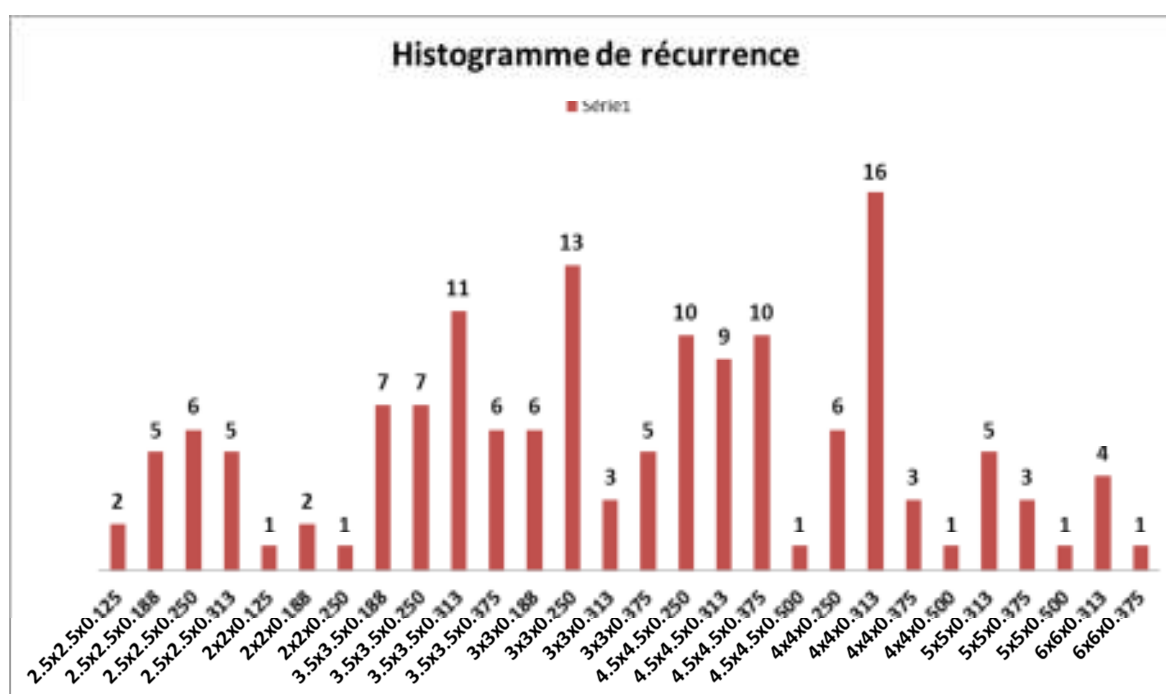


Figure 6.35: Histogramme de récurrence des diagonales (dimensions des sections en unités impériales)

Comme on peut le voir, le profilé HSS-4x4x0.313 est le profilé le plus récurrent. Ainsi cette grosseur de HSS a été retenue. Les secondes sections plus récurrentes sont les profilés HSS-3x3x0.250 et HSS-3.5x3.5x0.313. Par contre, nous ne voulions pas utiliser des profilés HSS plus petits que le HSS-4x4, afin d'être représentatif des grosseurs normalement rencontrées dans les

bâtiments à un étage. Par conséquent, nous avons volontairement exclu les profilés HSS-2.5x2.5, HSS-3x3 et HSS-3.5x3.5. Ainsi, le choix s'est porté vers les HSS-4.5x4.5x0.313. Par contre, ces profilés HSS ne sont disponibles que sur commande spéciale et en faible quantité. Nous l'avons donc remplacé par un profilé HSS-5x5x0.313. Enfin, nous avons sélectionné le profilé HSS-6x6x0.313 car ce dernier est souvent utilisé dans les bâtiments d'un étage conçus avec un $R_d = 1.5$ (type CC).

6.2.2 Banc d'essai

La Figure 6.36 présente le cadre d'essai dans lequel les essais ont été réalisés.

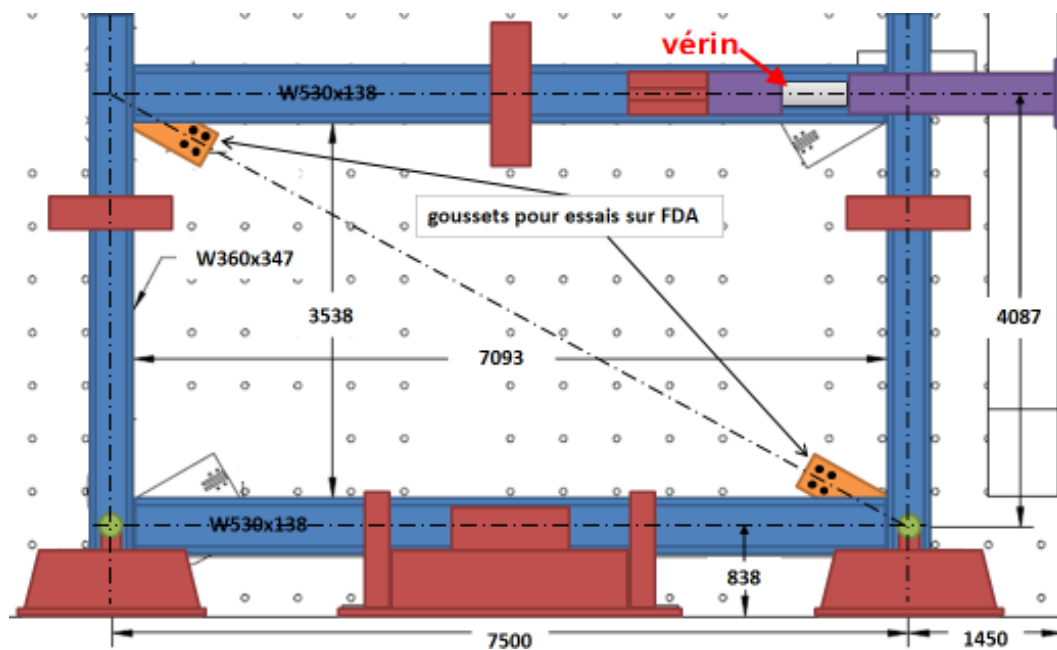


Figure 6.36: Cadre d'essai du programme expérimental D

Les dimensions du cadre, centre-à-centre des axes, sont de : 7500 mm de longueur sur 4087 mm de hauteur. Comme on peut le voir, le cadre d'essais comporte deux poteaux et deux poutres. Une articulation est présente au bas des poteaux. Les poutres sont assemblées aux poteaux par des assemblages simples faits de cornières doubles boulonnées. Les cornières sont fabriquées avec des trous oblongs pour permettre la libre rotation entre l'extrémité des poutres et les poteaux. Un

déplacement latéral est imposé au cadre au niveau de la poutre supérieure par deux vérins dynamiques MTS d'une capacité de 1000 kN chacun. Tel que conçu, on admet que la force appliquée par les deux vérins est entièrement reprise par les spécimens de diagonales. Cette hypothèse a d'ailleurs été vérifiée dans le programme d'essais.

Nous avons simulé l'action de seulement une demi-longueur de diagonale, étant donné que pour un contreventement concentrique en « X » agissant en T/C, il a été démontré par le passé que le flambement de la diagonale en compression se produit que sur la demi-longueur ($L/2$) de la diagonale (Archambault et *al.*, 1995). La Figure 6.37 présente la partie de diagonale simulée en laboratoire.

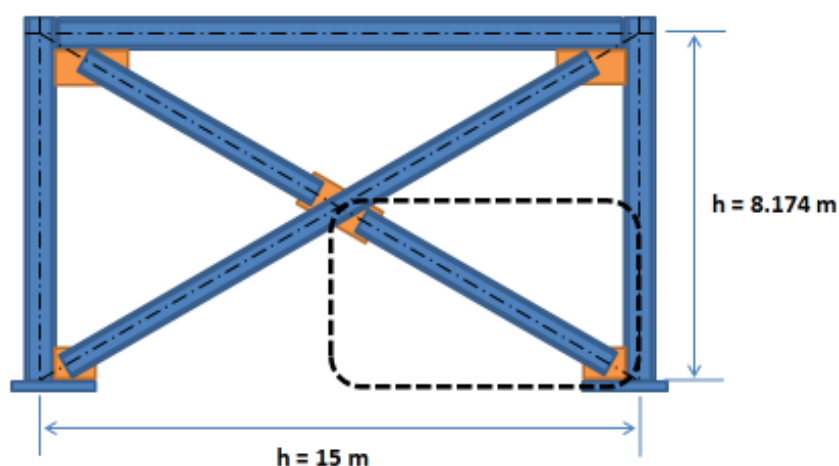


Figure 6.37: Partie du contreventement simulée (contreventement du bâtiment prototype)

Tel que montré à la Figure 6.37, le contreventement prototype simulé est de 15 m de longueur par 8.174 m de hauteur, soit une diagonale de contreventement de plus de 17 083 mm de longueur totale. La longueur de la diagonale centre-à-centre des axes du cadre était donc de 8541 mm. La Figure 6.38 présente une photo du banc d'essai, une fois la diagonale installée.

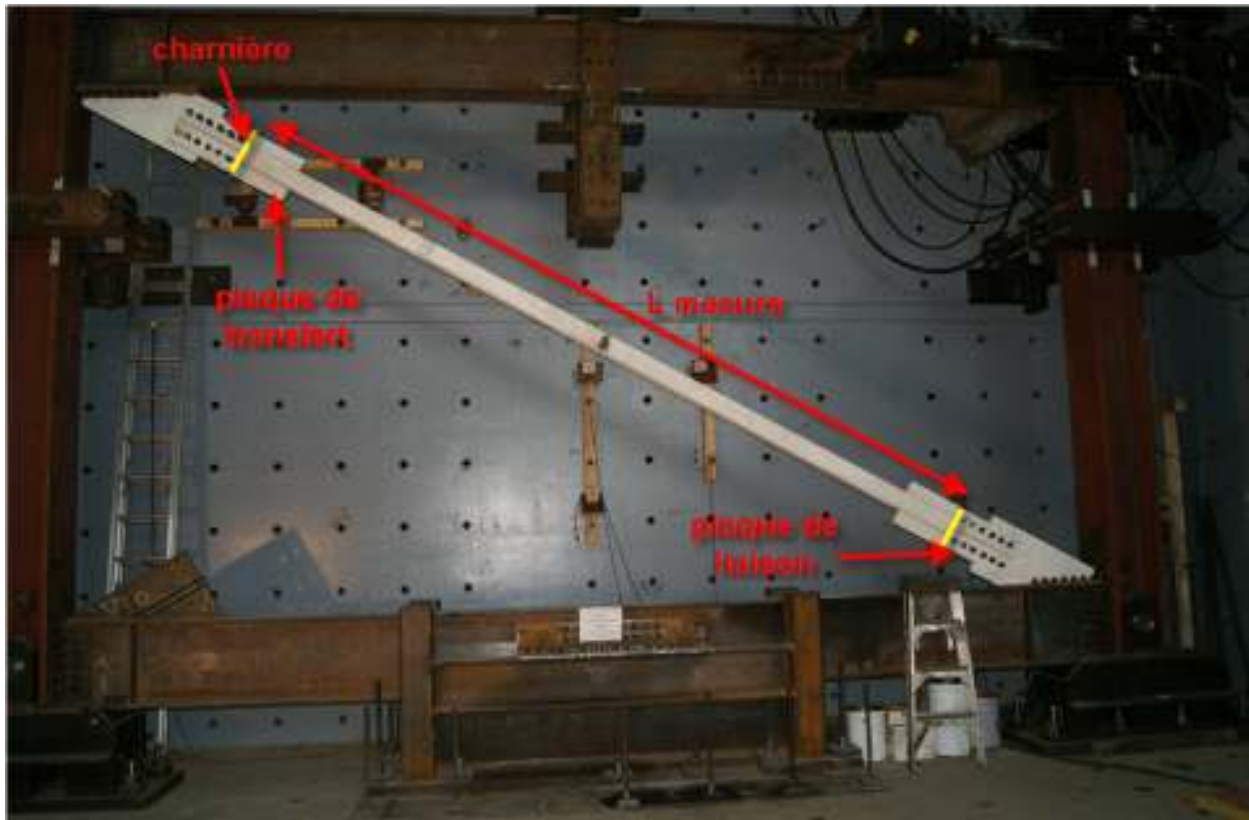


Figure 6.38: Photo du banc d'essai du programme expérimental D

Les diagonales étaient fabriquées avec des plaques de transfert aux deux extrémités, orientées dans le plan du cadre. Avec ce type d'assemblage, on anticipe un flambement hors-plan des diagonales. Les diagonales étaient attachées aux goussets par une paire de plaques de liaison. En effet, afin de limiter les excentricités causées par les désaxements des assemblages, les diagonales et les plaques de transfert des diagonales étaient centrées avec les goussets, d'où la nécessité d'une paire de plaques de liaison. Comme les goussets avaient une épaisseur de plus de 38 mm, des cales ont été soudées sur les plaques de transfert des diagonales. Tel que montré sur la Figure 6.39, un espace de deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert ($2 \cdot t_p$) était laissé entre l'extrémité des diagonales HSS et l'extrémité des plaques de liaison, afin que puissent se former les charnières anticipées par la rotation aux extrémités de la diagonale lors de son flambement.

Les Figures 6.39 et 6.40 montrent le détail de fixation de l'instrumentation ainsi que la position de la charnière dans la plaque de transfert du bas et du haut respectivement. Comme montré

également sur ces figures, les goussets étaient des pièces en T assemblées par boulonnage au cadre d'essais.

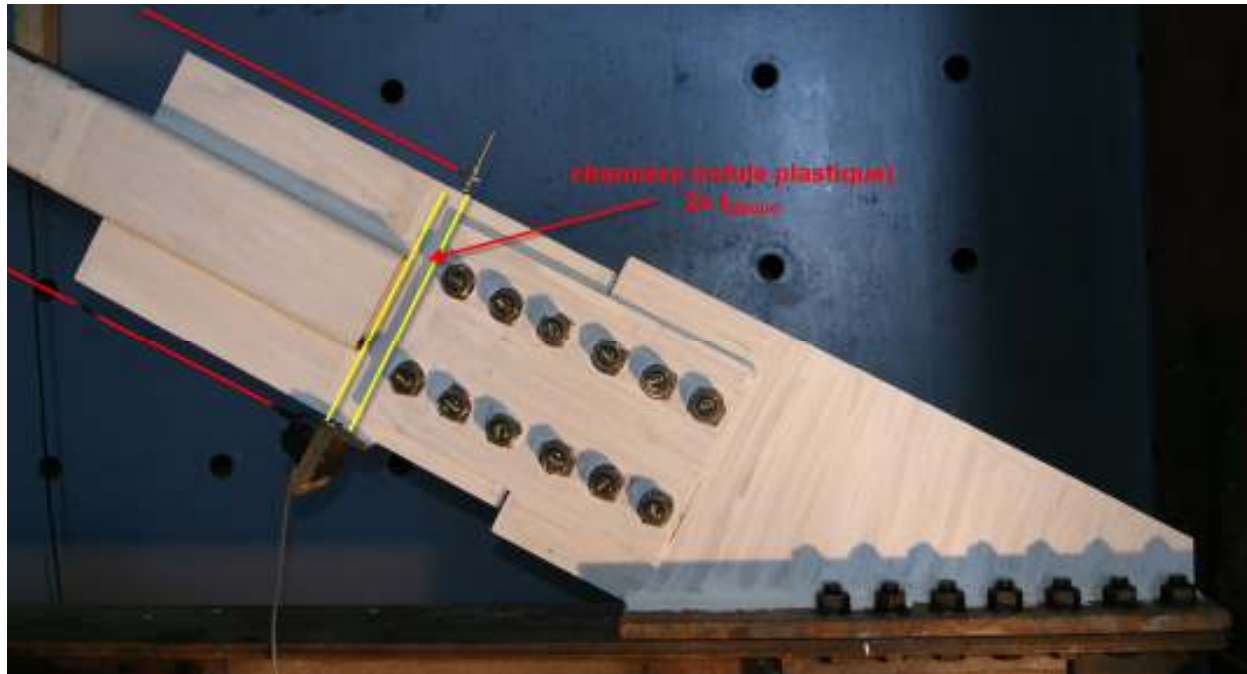


Figure 6.39: Potentiomètre et charnière (rotule plastique) pour le gousset du bas

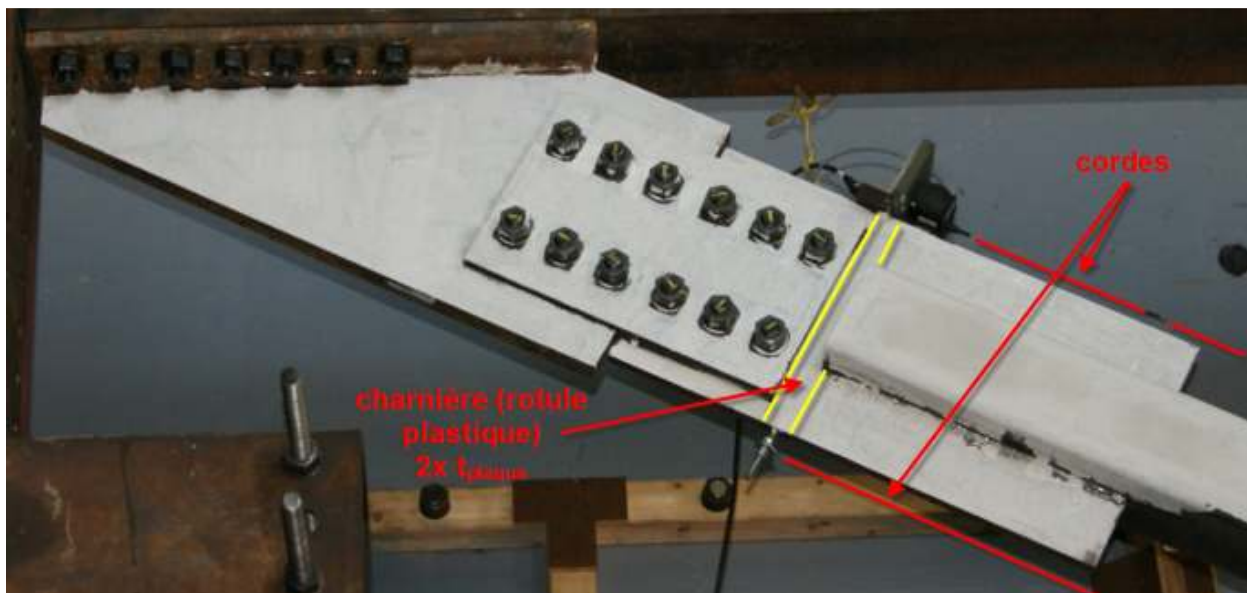


Figure 6.40: Potentiomètre et charnière (rotule plastique) pour le gousset du haut

La Figure 6.41 présente le dessin de fabrication des goussets utilisés. Le lecteur trouvera en annexe tous les dessins de fabrication des plaques de transfert, plaques de liaison ainsi que les diagonales testées.

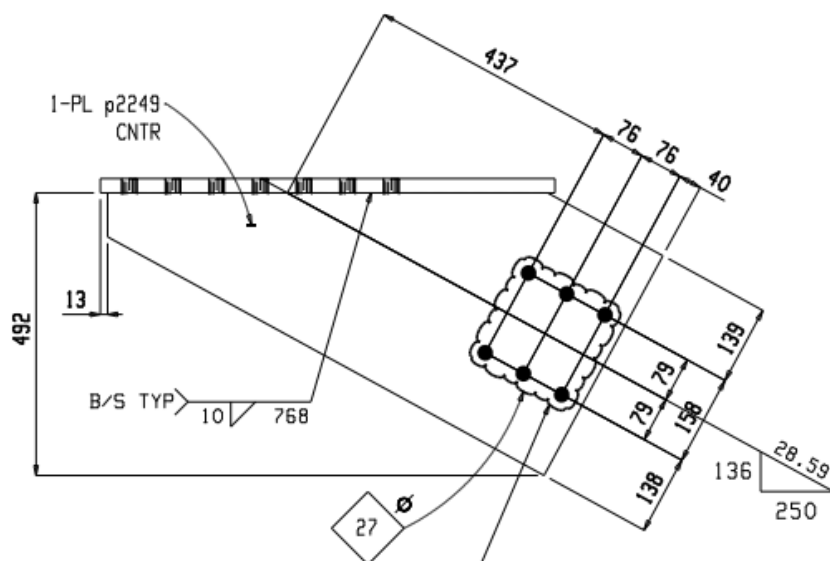


Figure 6.41: Gousset du cadre

6.2.3 Description des essais et protocole

Plus 12 diagonales ont été testées sous chargement cyclique, sans et avec FDA. Les essais ont été réalisés à l'été 2011 au laboratoire de structure de l'ÉPM, à l'aide du banc d'essai présenté précédemment. Les deux vérins de 1000 kN étaient contrôlés en force ou en déplacement par un contrôleur MTS 493. Les allongements des diagonales et des FDA ont été mesurés à l'aide de deux potentiomètres à corde de 635 mm de course, pour les diagonales, et de deux autres potentiomètres de même course pour les FDA. Dans les essais, les lectures des potentiomètres de la diagonale servaient d'intrant pour contrôler le déplacement des vérins de telle sorte que l'on puisse imposer aux diagonales la déformation axiale souhaitée. Le taux de déformation appliqué à tous les spécimens était ajusté pour imposer une déformation de 50 microdéformations par seconde ($\mu\epsilon/s$) à la diagonale. Le protocole imposé aux diagonales était un chargement cyclique quasi-statique et l'amplitude des déplacements imposés était basée sur le déplacement inélastique anticipé (Δ_{NL}) prévu par le CNB 2005 pour le bâtiment prototype présenté à la Figure 6.37, dont

la hauteur totale est de 8.174 m. La Figure 6.42 montre le protocole quasi-statique imposé à tous les spécimens du programme expérimental.

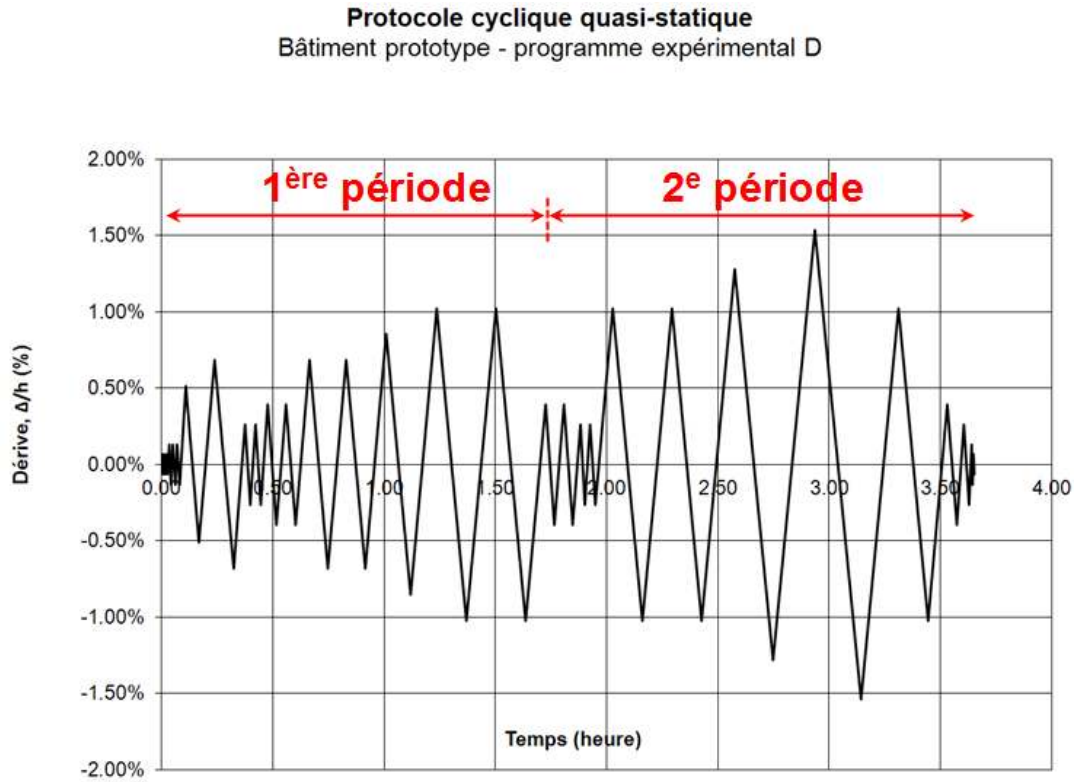


Figure 6.42: Protocole de déplacement imposé à la demi-longueur de la diagonale simulée

Les amplitudes de déplacement du protocole étaient :

- 3 cycles à $\pm 0.5 \cdot \Delta_f$
- 3 cycles à $\pm \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 0.75 \cdot R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm R_d R_o \Delta_f$
- 2 cycles à $\pm 2 \cdot \Delta_f$
- 2 cycles à $\pm 3 \cdot \Delta_f$
- 2 cycles à $\pm R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 0.5 \cdot (1 + \beta) \cdot R_d R_o \Delta_f$
- 2 cycles à $\pm \beta R_d R_o \Delta_f$

- 2 cycles à $\pm 3*\Delta_f$
- 2 cycles à $\pm 2*\Delta_f$
- 2 cycles à $\pm \beta R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 1.25*\beta R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 1.5*\beta R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm \beta R_d R_o \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 3*\Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 2*\Delta_f$
- 1 cycle à $\pm \Delta_f$
- 1 cycle à $\pm 0.5*\Delta_f$

Ainsi, comme on peut le voir, le protocole suppose deux périodes de fortes intensités afin de simuler un tremblement de terre réaliste. Dans le protocole, la valeur de Δ_f correspond au déplacement horizontal (dérive) sous charge pondérée du bâtiment prototype. Celui-ci est en fait donné par l'allongement élastique sous charge pondérée de la diagonale, divisé par le cosinus de l'angle θ de la diagonale ($\Delta_f = \delta_f / \cos \theta$). Ici, nous supposons que la charge pondérée correspond exactement à la résistance en compression de la diagonale, C_r , de sorte que l'allongement élastique de la diagonale soit : $\delta_f = C_r L / AE$. Le produit de $R_o R_d \Delta_f$ correspond à la dérive inélastique anticipée du cadre, telle que prescrite par le CNB. Le produit de $\beta R_o R_d \Delta_f$ correspond à la dérive inélastique anticipée pondérée de conception du FDA, telle qu'utilisée au chapitre 5 pour déterminer la longueur minimale requise des fusibles (L_F) du FDA (voir Équation 41, chapitre 5). L'amplitude des cycles de déplacement dépendent donc de la valeur du facteur R_d utilisée initialement pour la conception des spécimens (3.0, 4.0 ou 5.0). Rappelons que le coefficient de pondération β sur la dérive inélastique anticipée est un facteur de sécurité pour tenir compte de la variabilité et de l'imprécision sur la prédiction de la déformation inélastique; il vaut 1.5.

Une fois ces valeurs de dérive déterminées, nous les avons transformées en allongement de diagonale ($\delta = \Delta_f * \cos \theta$), car ceux-ci sont les valeurs de déplacement à définir dans le contrôleur des vérins (le déplacement du cadre est régi par les lectures des potentiomètres de mesure des

diagonales). En phase élastique, nous avons supposé que l'allongement élastique était distribué également entre les deux diagonales du contreventement prototype, de sorte que $\delta = (\Delta_f \cdot \cos \theta)/2$ pour la demi-diagonale simulée. En phase inélastique, nous avons supposé que le flambement et la plastification se produisaient entièrement dans la demi-diagonale simulée (il n'y a qu'un FDA sur la longueur totale des diagonales du bâtiment prototype). Ainsi, les déplacements imposés à la demi-diagonale simulée étaient :

- Lorsque le déplacement du bâtiment est négatif :
 - $\delta = -\alpha \cdot (\Delta_f \cdot \cos \theta) + 0.2 \cdot (R_y F_y / E) \cdot L/2$
- Lorsque le déplacement du bâtiment est positif et qu'il n'y a pas de FDA :
 - $\delta = \alpha \cdot (\Delta_f \cdot \cos \theta) - (R_y F_y / E) \cdot L/2$
- Lorsque le déplacement du bâtiment est positif et qu'il y a un FDA :
 - $\delta = \alpha \cdot (\Delta_f \cdot \cos \theta) - (T_{F,max} / AE) \cdot L/2$

où α correspond au produit des constantes devant Δ_f du protocole pour obtenir le déplacement inélastique (p. ex. : $R_o R_d$, $\beta R_o R_d$, ect.). Lorsque le déplacement est négatif (diagonale en compression), nous avons supposé qu'après le flambement de la demi-diagonale simulée, la résistance probable en compression de la diagonale serait de $0.2 \cdot A R_y F_y$. Ainsi, nous avons soustrait l'allongement élastique de l'autre demi-longueur, soit : $\delta = 0.2 \cdot (R_y F_y / E) \cdot L/2$. En tension, nous avons supposé que la plastification se produisait uniquement dans la demi-diagonale étudiée au laboratoire. Nous avons donc soustrait l'allongement élastique de l'autre demi-longueur, soit : $\delta = (R_y F_y / E) \cdot L/2$. Enfin, lorsque la diagonale comportait un FDA, nous avons supposé que la charge maximale développée par le FDA, $T_{F,max}$, serait reprise également par les deux demi-longueurs de la diagonale totale. Ainsi, nous avons soustrait l'allongement de l'autre demi-longueur, soit : $\delta = (T_{F,max} / AE) \cdot L/2$. À noter que l'aire (A) correspond à l'aire de la diagonale et non à celle du FDA.

Avant de débiter les essais, nous avons imposé le protocole de chargement au cadre d'essai à vide (sans diagonale), afin de connaître la friction du montage. La Figure 6.43 montre le résultat du chargement à vide du banc d'essai. On voit que la friction du cadre varie de -15 kN à +7 kN,

ce qui donne une moyenne, en valeur absolue, de 11 kN dans l'axe de la diagonale (= Force vérin / $\cos \theta$).

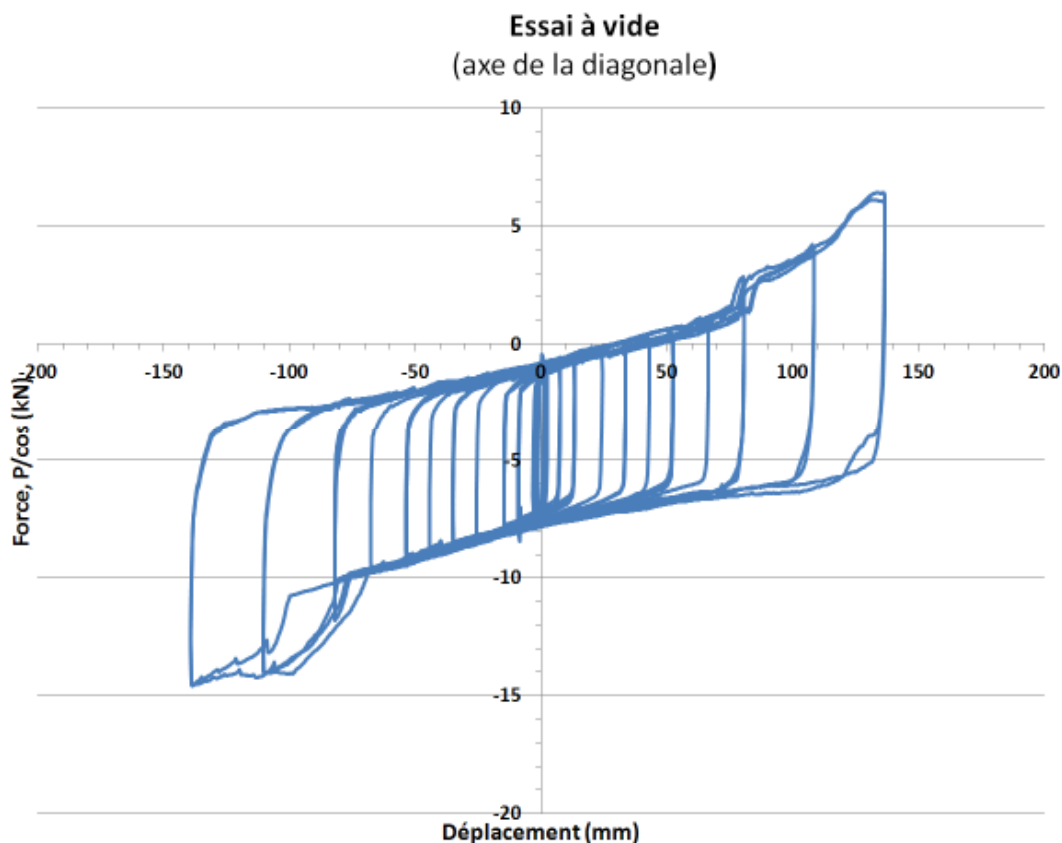


Figure 6.43: Résultat de l'essai à vide du banc d'essai

6.2.4 Diagonales sans FDA

Les premiers spécimens qui ont été testés sont les diagonales sans FDA. Ceux-ci sont importants car ils serviront de comparatif pour les mêmes diagonales avec FDA. Le Tableau 6.9 présente les données géométriques des trois diagonales utilisées. La valeur de R_d indiquée correspond au facteur R_d avec laquelle la diagonale a été conçue. Les valeurs b , t et t_{des} correspondent à la largeur du tube HSS, l'épaisseur nominale des parois du tube et à l'épaisseur effective de conception des parois du tube ($= 0.9 \cdot t$). Le rapport b/t correspond à l'élancement des parois. Les valeurs de A correspondent à l'aire nominale du tube, donnée par les tables des propriétés géométriques des profilés du HSC (CISC, 2010). Les valeurs de r correspondent au rayon de

giration nominal, donné par les mêmes tables. Les valeurs de F_{yc} sont les limites élastiques mesurées des coupons de caractérisation de l'acier (voir Tableau 3.1, chapitre 3). Les valeurs de $L_{c/c}$ correspondent à la longueur de la diagonale, centre-à-centre des axes du banc d'essai. Les valeurs L_{mesure} correspondent à la distance de référence sur laquelle l'allongement de la diagonale était mesuré (voir Figure 6.38). Les valeurs de L_H correspondent à la distance centre-à-centre des rotules plastiques (charnières) aux extrémités de la diagonale (voir Figure 6.38). Les valeurs de L_B correspondent à la longueur totale physique du tube HSS. Les valeurs de δ_y correspondent à la valeur d'allongement à la plastification du tube, soit : $(F_{yc}/E)*L_H$. Les valeurs de K correspondent au rapport de L_H sur $L_{c/c}$, ce qui équivaut au facteur de longueur équivalente effective. Les valeurs de $K*L/r$ correspondent au rapport d'élancement déterminé avec le facteur K calculé et $L_{c/c}$, et λ est l'élancement adimensionnel, soit : $K*L_{c/c} / r*(F_{yc}/\pi^2 E)^{0.5}$.

Tableau 6.9: Données des diagonales (diagonales sans FDA)

Diagonale	Id.	R_d	b	t	t des	b/t	A	r	F_{yc}	$L_{c/c}$	L_{mesure}	L_H	L_B	δ_y	K	KL/r	λ
	—	—	(mm)	(mm)	(mm)	—	(mm ²)	(mm)	Mpa	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	—	—
HSS 6x6x0.313	VB2	3.0	152	7.94	7.16	17	4030	58.8	423.6	8541	5515	5515	5477	11.7	0.65	94	1.37
HSS 5x5x0.313	VB3	4.0	127	7.94	7.16	14	3300	48.4	376.3	8541	5515	5515	5477	10.4	0.65	114	1.57
HSS 4x4x0.313	VB4	5.0	102	7.94	7.16	10	2570	38	476.2	8541	5553	5527	5501	13.2	0.65	145	2.26

6.2.4.1 HSS 6x6x0.313 ($R_d = 3.0$)

Cette diagonale est la première à avoir été testée. Comme indiqué, celle-ci a été conçue avec un facteur de modification R_d de 3.0. Pour ce spécimen, l'instrumentation de mesure de l'allongement de la diagonale était placée centre-à-centre des rotules plastiques, dans les plaques de transferts, tel que montré à la Figure 6.44.

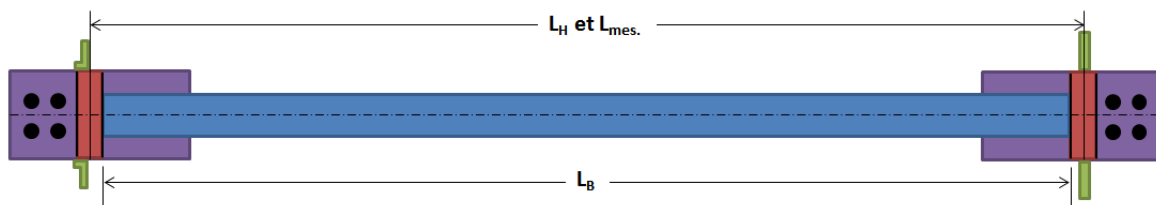


Figure 6.44: Position de l'instrumentation, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

La diagonale a rapidement flambé dès les premiers cycles (au 4^e cycle, à $\pm \Delta_f$). La diagonale a atteint et même dépassé le déplacement inélastique anticipé de conception, soit $R_o R_d \Delta_f$. Par contre, la rupture de la diagonale est survenue dans la première période de fortes intensités, avant d'atteindre le premier pic de $+\beta R_o R_d \Delta_f$. Le voilement de la diagonale s'est produit un peu avant le deuxième pic de $-R_o R_d \Delta_f$. La Figure 6.45 montre l'endroit sur le protocole de chargement où le voilement local s'est produit (point bleu) et où la diagonale a cédé (point rouge).

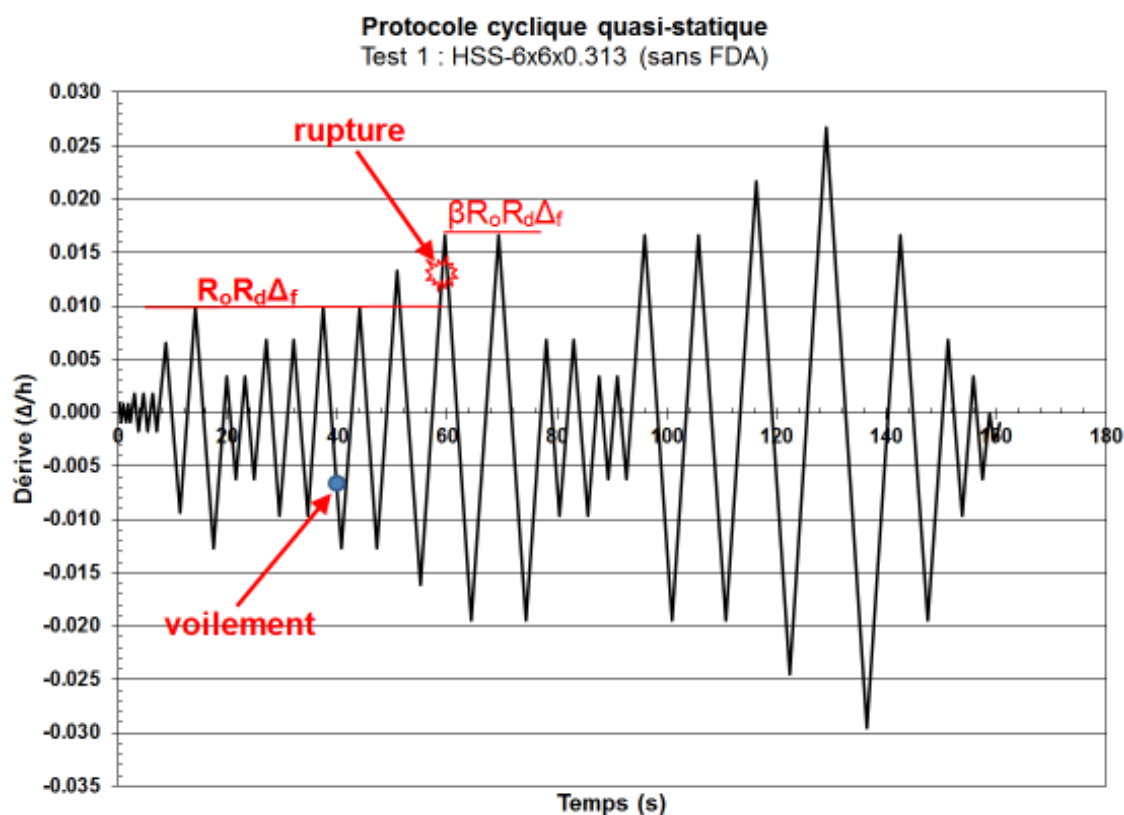


Figure 6.45: Occurrence du voilement local et de la rupture de la diagonale, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

La Figure 6.46 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS6x6x0.313, sans FDA. Les valeurs de l'effort axial dans la diagonale ont été normalisées par rapport à la valeur de l'effort maximal atteint au deuxième cycle de plastification en tension, P_{\max} , soit 2194 kN. Cette valeur devrait correspondre à la valeur de plastification (avec un peu d'écrouissage) de la diagonale, P_y .

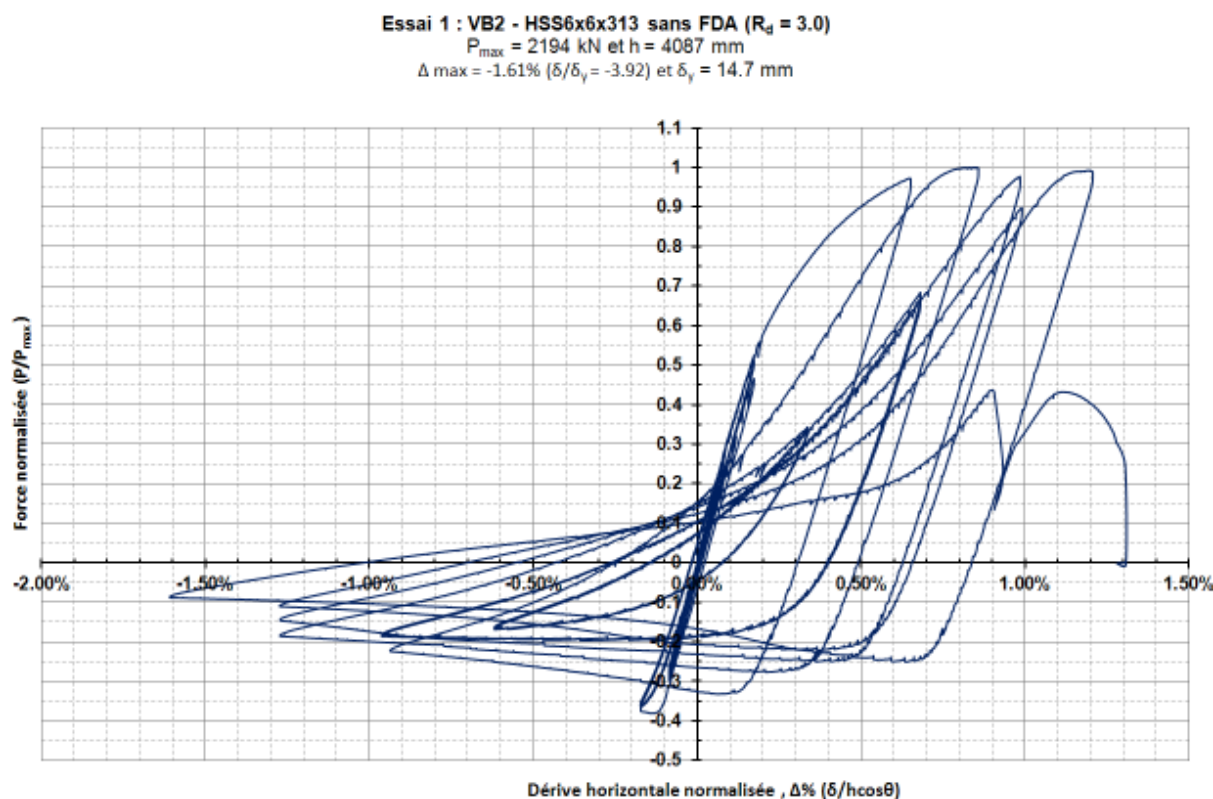


Figure 6.46: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

Les déformations de la diagonale ont été transformées en dérive horizontale ($\Delta = \delta/\cos$) et, par la suite, normalisée sur la hauteur centre-à-centre du cadre (4087 mm), afin d'exprimer la dérive en pourcentage. La valeur de l'effort axial au premier flambement était de -836 kN ($0.38 \cdot P_{max}$), et la valeur au deuxième flambement était de -728 kN ($0.33 \cdot P_{max}$). La dérive maximale atteinte était de -1.61%.

Durant l'essai, les rotules plastiques de la diagonale ne se sont pas formées au bon endroit. En effet, elles se sont formées en premier dans les plaques de liaison, vis-à-vis l'extrémité des goussets (Figure 6.47). Nous avons tout de même continué le protocole. Une seconde rotule s'est formée plus tard dans la plaque de transfert, à l'endroit souhaité. La Figure 6.47 montre le détail de ces deux rotules plastiques.

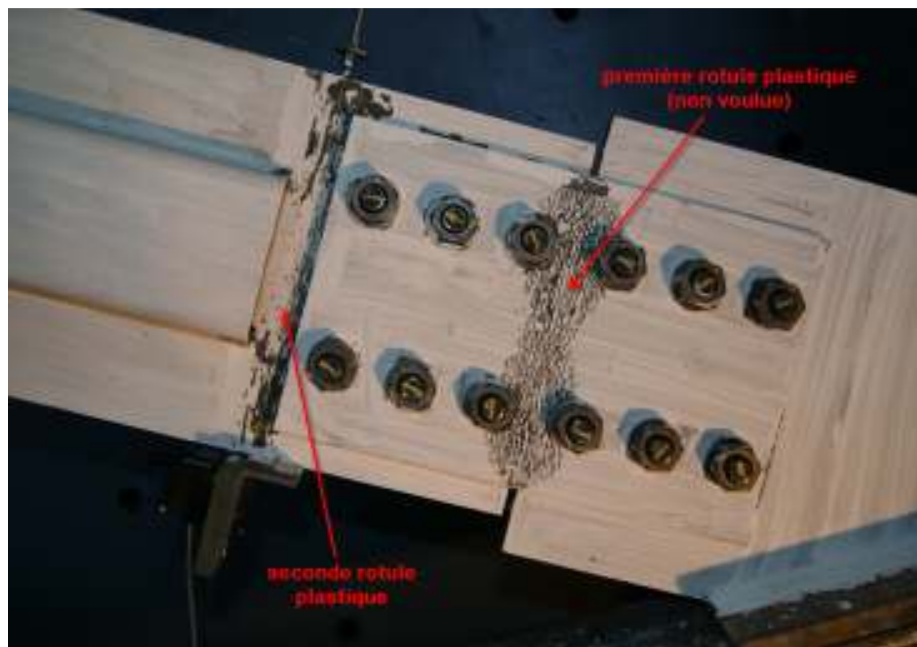


Figure 6.47: Formation de deux rotules plastiques, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

Une fois cette seconde rotule plastique formée, les rotations inélastiques se sont produites que dans celle-ci le reste de l'essai. La paroi de la diagonale a voilé à mi-longueur et la rupture s'est produite en traction au même endroit, un cycle plus tard. La Figure 6.48 montre le voilement local de la diagonale.



Figure 6.48: Voilement local de la paroi de la diagonale, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

Suite à cet essai, nous avons fait fabriquer une nouvelle paire de plaques de liaison avec des raidisseurs, afin d'avoir une section en T et ainsi éviter d'avoir à nouveau une rotule plastique dans celle-ci.

6.2.4.2 HSS 5x5x0.313 ($R_d = 4.0$)

La diagonale HSS5x5x0.313 sans FDA est la seconde diagonale à avoir été testée. Cette diagonale a été conçue avec un facteur R_d de 4.0. Mentionnons que dans le CNB 2005, ce niveau de ductilité est réservé au SRFS ductile à contreventement excentrique (EBF) en acier. L'instrumentation de mesure de l'allongement de la diagonale a aussi été placée centre-à-centre des rotules plastiques pour ce spécimen (voir Figure 6.44). De plus, les nouvelles plaques de liaison avec raidisseurs ont été utilisées. D'ailleurs, celles-ci ont très bien fonctionné et les rotules plastiques se sont formées aux endroits voulus, c'est-à-dire dans les plaques de transfert aux extrémités de la diagonale. La Figure 6.49 montre la formation de la rotule plastique dans la plaque de transfert du bas.

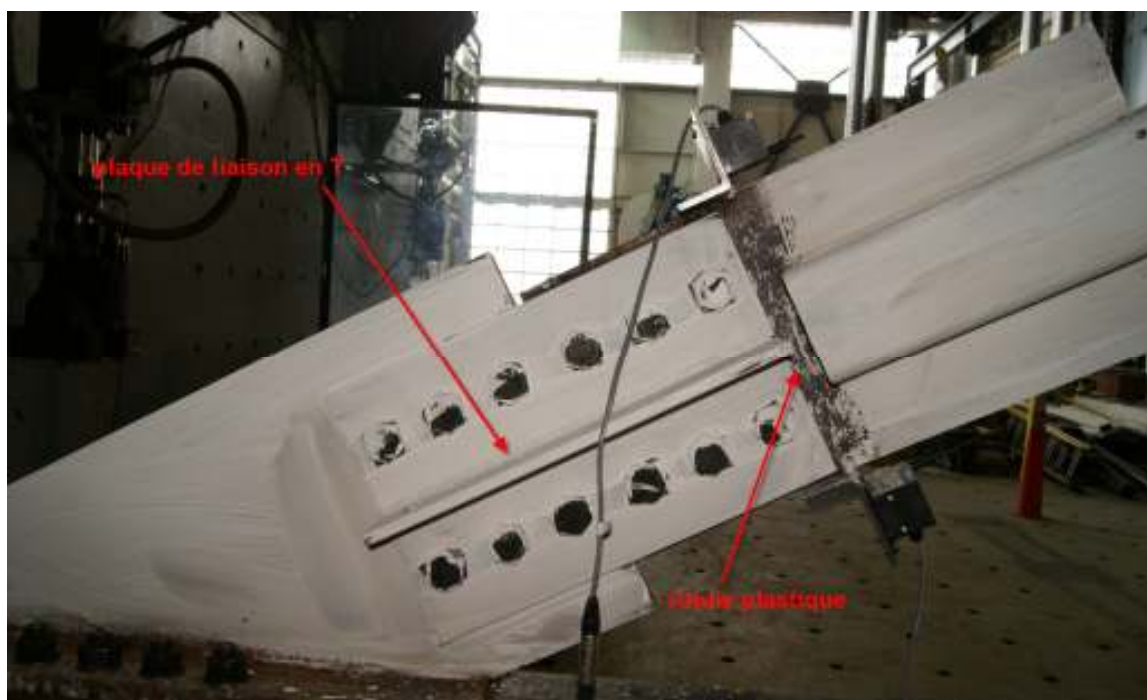


Figure 6.49: Rotule plastique dans la plaque de transfert du bas, HSS5x5x0.313 (sans FDA)

Cette fois-ci, la diagonale a résisté à un plus grand nombre de cycles que la diagonale précédente (HSS6x6). En effet, la rupture du spécimen s'est produite dans la seconde période de fortes intensités, juste avant d'atteindre $+1.5\beta R_o R_d \Delta_f$. La Figure 6.50 montre l'endroit sur le protocole de chargement où le voilement local s'est produit (point bleu) et où la diagonale a cédé (point rouge). On remarque que le voilement s'est produit dans la seconde période de fortes intensités, un peu avant d'atteindre le troisième pic de $-\beta R_o R_d \Delta_f$. De plus, le voilement local s'est produit dans la rotule plastique située à la mi-longueur de la diagonale et la rupture en traction est survenue au même endroit, quelques cycles plus tard. Également, on voit que la diagonale a été capable de subir un déplacement inélastique anticipé maximal de $\pm 1.25\beta R_o R_d \Delta_f$.

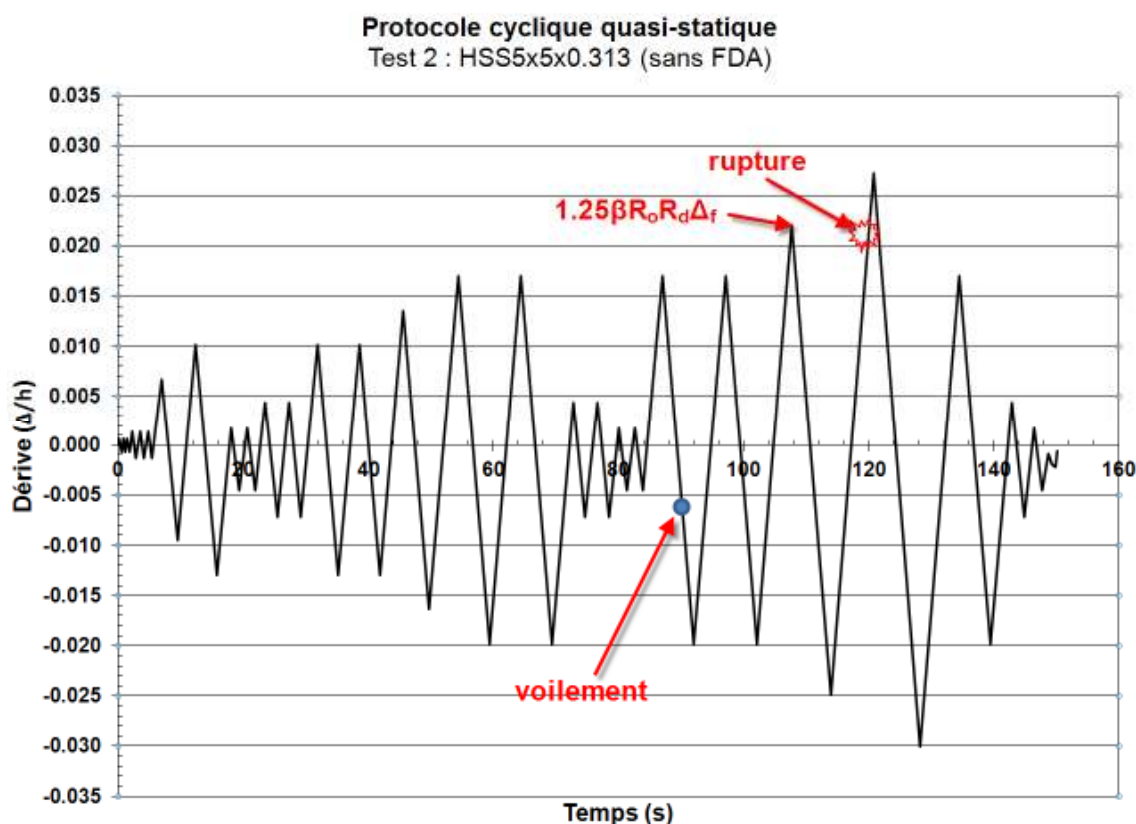


Figure 6.50: Occurrence du voilement local et de la rupture de la diagonale HSS5x5x0.313 (sans FDA)

La Figure 6.51 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS5x5x0.313.

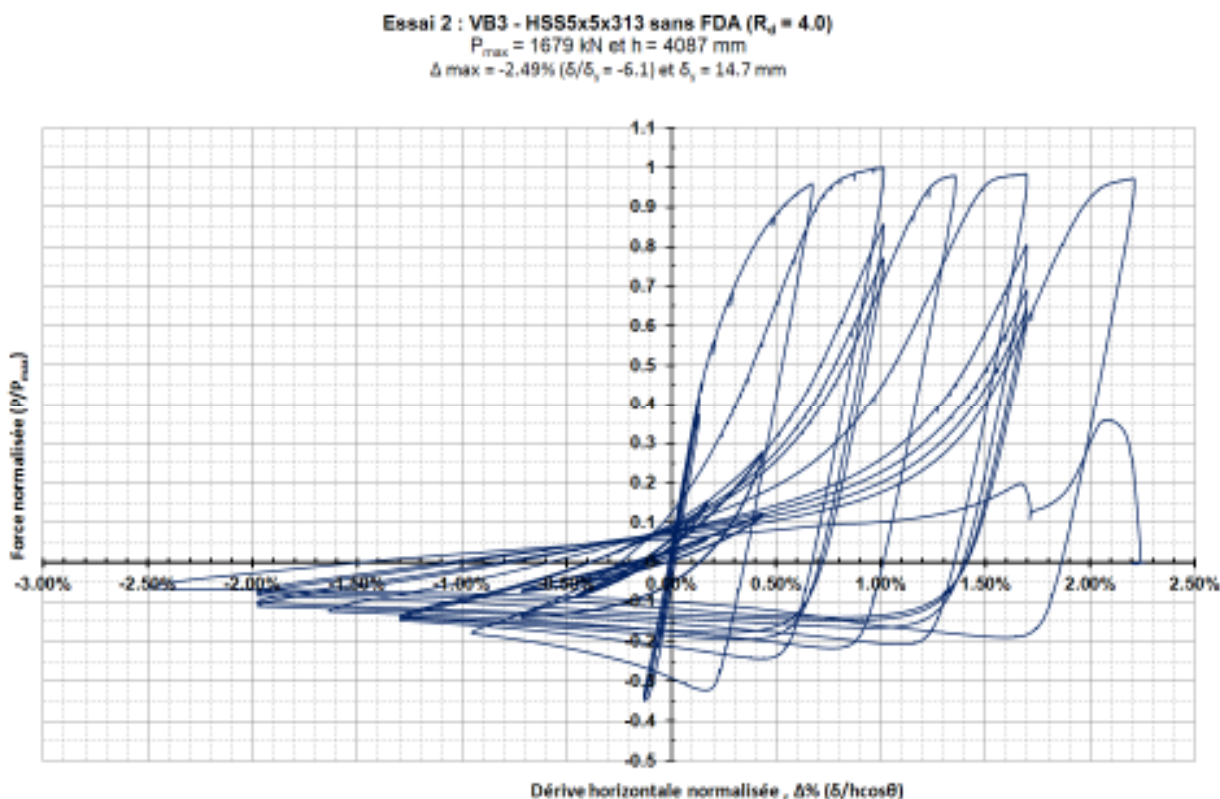


Figure 6.51: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313 (sans FDA)

Les valeurs de charge ont été normalisées avec la valeur de charge maximale atteinte au deuxième cycle de plastification en tension, soit $P_{max} = 1679$ kN. La valeur de la charge au premier flambement était de -541 kN ($0.32 \cdot P_{max}$), et la valeur au deuxième flambement était de -408 kN ($0.24 \cdot P_{max}$). La dérive maximale atteinte était de -2.49% .

Normalement, on enduit le spécimen d'un mélange eau-chaux hydraulique pour pouvoir identifier et/ou observer des zones particulières du spécimen susceptibles de se plastifier durant un essai. Ainsi, pendant l'essai cyclique de ce spécimen, nous avons observé que l'enduit de chaux s'était détérioré au droit de l'aire nette du tube HSS, à la fin de la fente d'insertion de la plaque de transfert, suggérant que cette zone était fortement sollicitée durant l'essai. La Figure 6.52 montre la dégradation de l'enduit de chaux à cet endroit.



Figure 6.52: Dégradation de l'enduit de chaux au droit de l'aire nette, HSS5x5x0.313 (sans FDA)

Au moment de concevoir ce spécimen, nous avons vérifié la rupture à l'aire nette de la diagonale pour sa résistance probable en traction, soit : $T_u = A R_y F_y = 3300 \times 460 = 1518 \text{ kN}$, ce qui représente 10% de moins que la valeur P_{\max} mesurée. Selon la norme CSA S16-09, la résistance à la rupture fragile de la diagonale est donnée par : $\phi_u (U_t A_n F_u) \times 1.2 / \phi$, où $\phi_u = 0.75$, $U_t = 1.0$, $F_u = 450 \text{ MPa}$, $\phi = 0.9$, et A_n est l'aire nette de la diagonale à la fin de l'insertion. L'épaisseur de la plaque de transfert du spécimen était de 19 mm. En supposant que la découpe sera 3 mm de plus que l'épaisseur de la plaque, l'aire nette est alors : $A_n = 3300 - (19 + 3) \times 7.16 \times 2 = 2985 \text{ mm}^2$. En vérifiant la résistance pour $1.2 \times F_u$ plutôt que $0.85 \times 1.2 \times F_u$ (le rapport de ϕ_u / ϕ est équivalent à 0.85, facteur appliqué lorsqu'une vérification est faite pour la rupture fragile d'une pièce), nous obtenions 1612 kN, soit 4% de moins que la valeur P_{\max} enregistrée, mais 6% de plus que la résistance probable en traction (T_u). Si nous avons considéré le facteur de 0.85, alors la résistance disponible aurait été de 1370 kN, soit 10% de moins que la résistance probable en traction de la diagonale (T_u). Il faut également tenir compte du décalage en cisaillement dans le calcul de l'aire nette de la diagonale, ce qui réduit davantage la résistance disponible. Lorsque l'aire nette effective, A_{ne} , est insuffisante, on ajoute alors des plaques de renfort sur la diagonale pour ajouter l'aire d'acier manquante. Pour éviter le décalage en cisaillement, nous avons spécifié des longueurs de cordons de soudure supérieures à $2 \times w$, où w est la largeur de la paroi dépliée du HSS entre les cordons de soudure de chaque côté, sur le même plan. Par contre, on voit qu'il aurait été préférable d'ajouter des plaques de renfort pour atténuer la sollicitation à cet endroit. Ainsi, de manière conservatrice, le facteur de 0.85 aurait dû être considéré dans notre vérification.

Dans le cas des diagonales avec FDA, comme la résistance probable en traction de la diagonale n'est pas développée, alors il n'y a pas de risque de rupture fragile à l'aire nette. Ainsi, un des avantages de l'utilisation d'un FDA dans une diagonale est qu'il permet d'éviter l'ajout de plaques de renfort sur la diagonale.

6.2.4.3 HSS 4x4x0.313 ($R_d = 5.0$)

La troisième diagonale sans FDA à avoir été testée est la diagonale HSS4x4x0.313. Comme indiqué, celle-ci a été conçue avec un facteur de modification R_d de 5.0. Mentionnons que dans le CNB 2005, ce niveau de ductilité est réservé au mur de refend en acier ductile ainsi qu'aux SRFS ductiles résistant aux moments. En raison de cette valeur de R_d élevée, on anticipait de grandes rotations dans les rotules plastiques. Pour cette raison, nous avons déplacé l'instrumentation de mesure de l'allongement de la diagonale à la fin des rotules plastiques, par mesure de précaution. En effet, nous craignons que les soudures des cornières servant de support aux potentiomètres ne cèdent. La Figure 6.53 montre la nouvelle position de l'instrumentation sur la diagonale. Les déformations axiales dans les plaques de transfert sont relativement faibles et cette modification ne devrait pas affecter l'essai de façon significative.

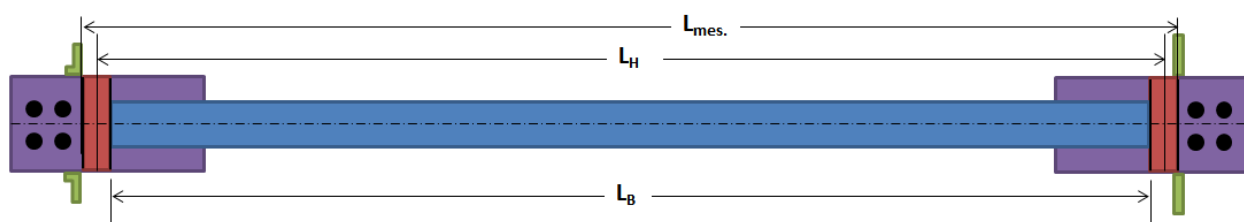


Figure 6.53: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS4x4x0.313 (sans FDA)

La Figure 6.54 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313. Les valeurs de charge ont été normalisées avec la valeur de charge maximale atteinte au deuxième cycle de plastification en tension, soit $P_{max} = 1545$ kN.

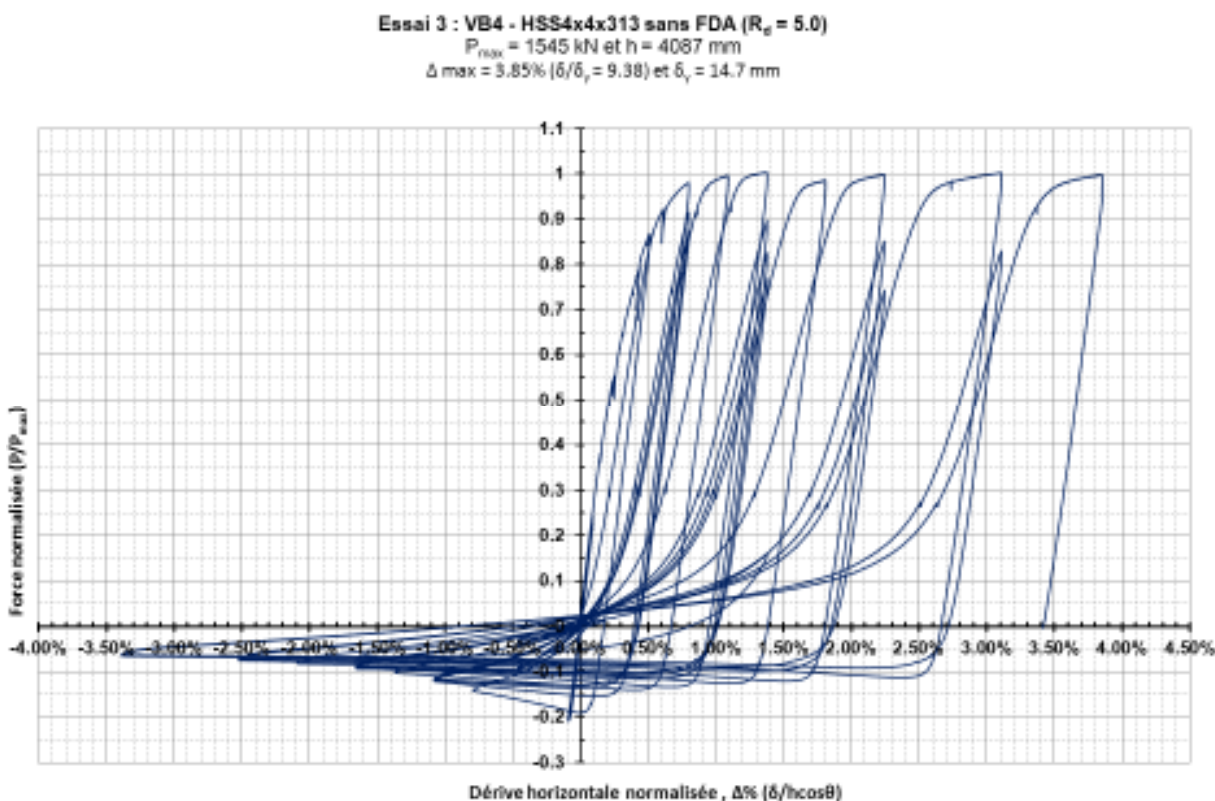


Figure 6.54: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313 (sans FDA)

La valeur de la charge au premier flambement était de -294 kN ($0.19 \cdot P_{max}$), et la valeur au deuxième flambement était de -237 kN ($0.15 \cdot P_{max}$). La dérive maximale atteinte était de 3.85% .

Cette diagonale a complété tout le protocole de chargement, sans voilement local des parois. Une fois le protocole terminé, nous avons imposé des cycles supplémentaires à la diagonale, mais avec des déplacements plus importants que ceux imposés dans le protocole. Quatre cycles additionnels ont donc été appliqués à la diagonale, soient : 2 cycles de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$ et 2 cycles de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$. À la fin de ces cycles supplémentaires, nous avons atteint la dérive maximale que pouvait permettre le cadre d'essai, soit 4% de Δ/h ($= 164 \text{ mm}$ horizontal); la diagonale n'avait toujours pas cédé ou voilée. La Figure 6.55 montre la diagonale à la fin des cycles supplémentaires.



Figure 6.55: Déformé de la diagonale à la fin des cycles additionnels, HSS4x4x0.313 (sans FDA)

Dans la figure, on peut remarquer que les rotules plastiques se sont bien formées dans les plaques de transfert de la diagonale, tel que voulu. Comme nous avons atteint la limite de déplacement du cadre, la diagonale a été coupée en deux afin de pouvoir la démonter du banc d'essai. Enfin, mentionnons que cet essai a montré la grande ductilité disponible de ce profilé. D'ailleurs, rappelons que cette diagonale avait été conçue avec un facteur R_d de 5.0, en anticipation d'une plus grande ductilité en raison de l'élancement plus important de la diagonale.

Le Tableau 6.10 présente les résultats des trois essais sur les diagonales sans FDA.

Tableau 6.10: Résultats des 3 essais sur les diagonales sans FDA

Diagonale	T_u	P_{max} obs	P/T_u	C_u	C obs	C/C_u	C_u^{II}	C'' obs	C''/C_u
—	(kN)	(kN)	—	(kN)	(kN)	—	(kN)	(kN)	—
HSS 6x6x0.313	1854	2194	1.18	-852	-836	0.98	-600	-728	1.21
HSS 5x5x0.313	1518	1679	1.11	-517	-541	1.05	-414	-408	0.98
HSS 4x4x0.313	1182	1545	1.31	-265	-294	1.11	-253	-237	0.94

Dans le tableau, les valeurs de T_u et C_u sont les valeurs de résistances probables en traction et en compression déterminées selon la norme canadienne CSA S16-09 et avec $R_y F_y = 460$ MPa. La valeur de C_u^{II} est la valeur de résistance probable au deuxième flambement de la diagonale, telle que déterminée avec l'Équation 46 proposée au chapitre 5 et avec $R_y F_y = 460$ MPa. Ces trois valeurs sont comparées avec les valeurs mesurées des essais : $P_{\max, \text{obs}}$ pour l'effort de traction, C_{obs} pour l'effort au premier flambement de la diagonale, et C_{obs}^{II} pour l'effort au deuxième flambement de la diagonale. Pour la résistance en traction (T_u), on voit que les rapports varient de 1.11 à 1.31; pour la résistance au premier flambement, les rapports varient de 0.98 à 1.11; et pour la résistance au deuxième flambement, les rapports varient de 0.94 à 1.21.

Tout d'abord, on voit que les efforts mesurés en traction sont beaucoup plus élevés que les valeurs prédites par la norme CSA S16-09. Ces différences significatives peuvent provenir de trois sources : 1) l'aire de section qui est probablement supérieure à celle donnée dans les tables des propriétés géométriques des profilés; 2) la limite élastique qui varie au sein de la section et qui est probablement plus élevée que la valeur probable de 460 MPa, notamment dans les coins arrondis des profilés HSS; et 3) l'importance de l'écrouissage dans la section. Pour ces deux derniers cas, il faut savoir que l'acier d'un profilé HSS n'affiche pas une courbe matériau aussi démarquée que celle d'une cornière, par exemple. En effet, ces profilés sont fortement écrouis lors de leur mise en forme et par conséquent n'offrent pas de plateau plastique distinct. Ainsi, il est certain que les valeurs de P_{\max} reportées sont un mélange de ces trois facteurs. Par contre, on retient surtout que la valeur de 460 MPa de la norme CSA S16 n'était pas suffisante pour bien prédire la résistance probable en traction des diagonales.

Ensuite, pour la résistance probable en compression au premier flambement, on voit que la norme CSA S16-09 permet de prédire convenablement la valeur de résistance. Enfin, pour la résistance probable en compression au second flambement, on remarque que l'équation proposée dans le présent mémoire (Équation 46) permet de bien prédire la valeur de résistance. Comme on le voit, dans deux cas sur trois, les valeurs prédites étaient légèrement supérieures à celles mesurées, ce qui est conservateur.

6.2.5 Diagonales avec FDA faits de quatre cornières à section réduite

Quatre diagonales avec des FDA faits de cornières ont été testées, dont deux avec un FDA sans défaut, une diagonale avec un FDA avec un défaut demi-circulaire de 4 mm de profondeur sur une des quatre cornières, et une diagonale avec un FDA avec le même défaut sur les quatre cornières simultanément. La Figure 6.56 présente le détail des trois cornières utilisées.

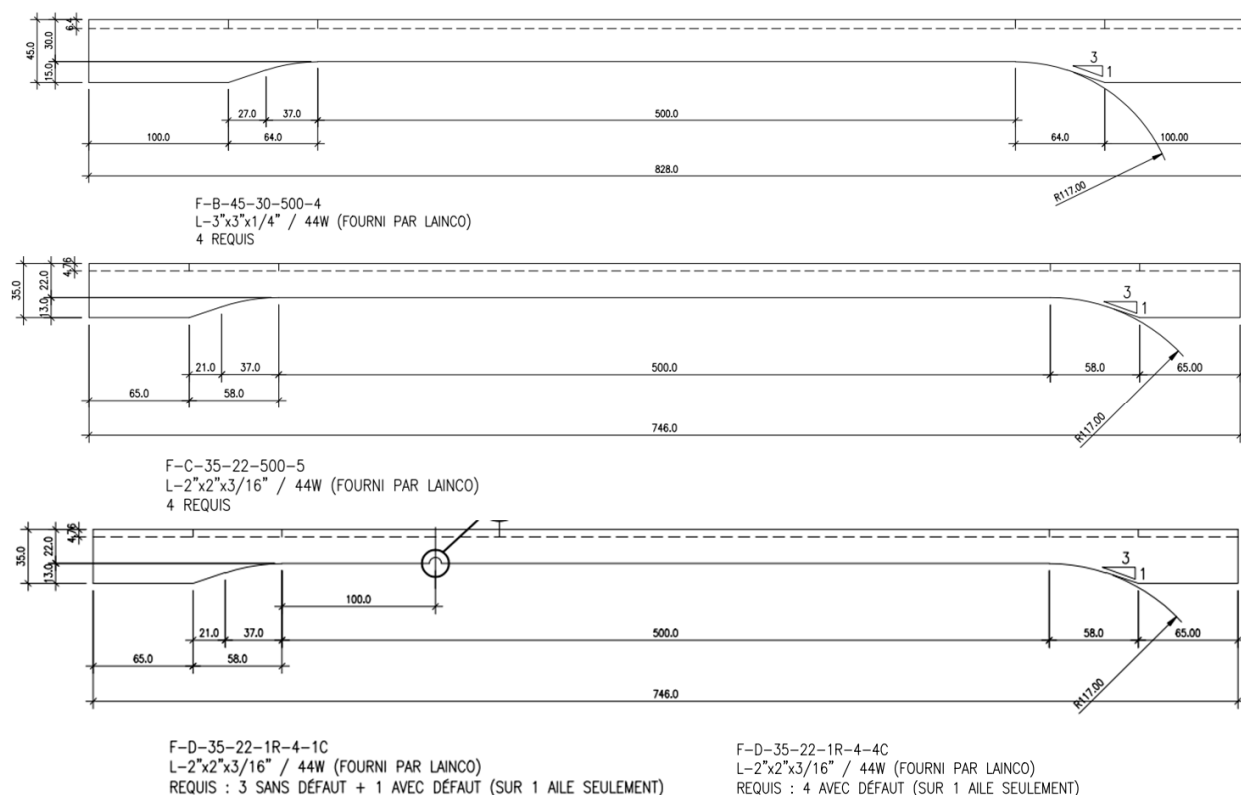


Figure 6.56: Dessins de fabrication des cornières à section réduite, programme expérimental D

Le Tableau 6.11 présente les propriétés géométriques des cornières des FDA, le Tableau 6.12 indique les données géométriques des défauts introduits dans les cornières, et le Tableau 6.13 présente les données géométriques des diagonales utilisées.

Tableau 6.11: Propriétés des FDA faits de cornières, programme expérimental D

Id.	Coupon	Aile droite		Aile gauche		A_F (ailes)	A_F (cent.)	A_F	L_F	L_T	L_W	L_{TF}	$L_{total,F}$	rz	KL/r	b/t
		$b_F/2$	t_F	$b_F/2$	t_F											
		(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm ²)	(mm ²)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)		
F-D-L-45-30-500	C-B-L3	30.04	6.39	29.99	6.40	1054.9	324.8	1379.7	500	64	100	628	828	5.85	6.12	4.72
F-D-L-35-22-500	C-B-L2	22.01	4.74	22.05	4.74	541.7	211.4	753.1	500	58	65	616	746	4.29	7.43	4.62
F-D-L-35-22-1R-4_1C	C-B-L2	22.01	4.74	22.05	4.74	541.7	211.4	753.1	500	58	65	616	746	4.29	7.43	4.62
F-D-L-35-22-1R-4_4C	C-B-L2	21.94	4.71	22.03	4.74	539.0	210.3	749.3	500	58	65	616	746	4.29	7.43	4.62

Tableau 6.12: Géométrie des défauts, programme expérimental D

Id.	D_n	L_n	b_F (min)	A_F (min)
	(mm)	(mm)		
F-D-L-35-22-1R-4_1C	4.0	7.9	18.0	734.1
F-D-L-35-22-1R-4_4C	4.0	7.8	17.9	673.9

Tableau 6.13: Propriétés des diagonales (diagonales avec FDA en cornière)

Diagonale	Id.	R _d	b	t	t des	b/t	A	r	F _{yc}	L _{c/c}	L _{mesure}	L _H	L _B	δ _y	K	KL/r	λ
	—	—	(mm)	(mm)	(mm)	—	(mm ²)	(mm)	Mpa	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	—	—
HSS 5x5x0.313	VB6	4.0	127	7.94	7.16	14	3300	48.4	376.3	8541	5787	5686	5666	10.7	0.67	117	1.62
HSS 4x4x0.313	VB7	5.0	102	7.94	7.16	10	2570	38	476.2	8541	5787	5693	5680	13.6	0.67	150	2.33

Tous les fusibles avaient la même géométrie de la zone de transition, soit une pente 3:1 et un rayon de transition de 117 mm. À noter que les aires du FDA, A_F et A_F (aile), ont été calculées de la même manière que pour les FDA des diagonales courtes, c'est-à-dire avec les Équations 14 et 114, respectivement. Enfin, la nomenclature des fusibles avec défaut est la suivante : F-(série D)-(L pour cornière)-(b/2)-(b_F/2)-(1R pour 1 défaut demi-circulaire)-(profondeur du défaut)-(1C ou 4C pour indiquer le nombre de cornières ayant un défaut).

6.2.5.1 HSS 5x5x0.313 avec F-D-L-45-30-500 ($R_d = 4.0$)

Cette première diagonale a été conçue avec un facteur R_d de 4.0. Les quatre fusibles ont été façonnés dans la cornière L-3x3x0.250. Nous avons une fois de plus déplacé l'instrumentation de mesure de l'allongement de la diagonale pour éviter les problèmes pouvant être causés par les grandes rotations anticipées dans les rotules plastiques. Ainsi, l'instrumentation a été positionnée

au droit des deux premiers boulons d'assemblage, tel que montré à la Figure 6.57. Cette position de l'instrumentation sera d'ailleurs utilisée pour sur toutes les diagonales à venir. La Figure 6.58 montre la position de l'instrumentation lors de l'essai.

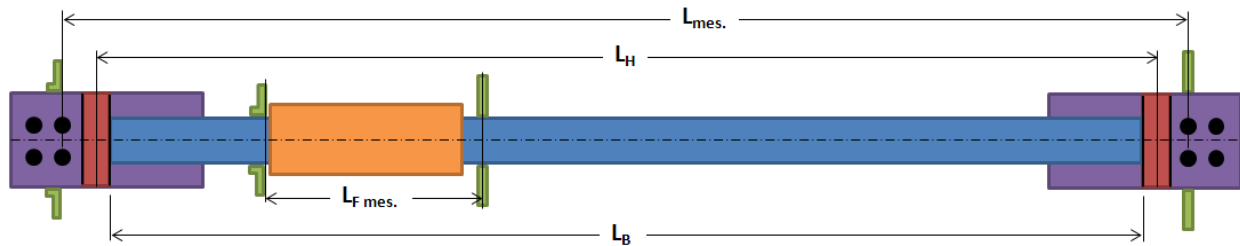


Figure 6.57: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS5x5x0.313 (avec FDA)

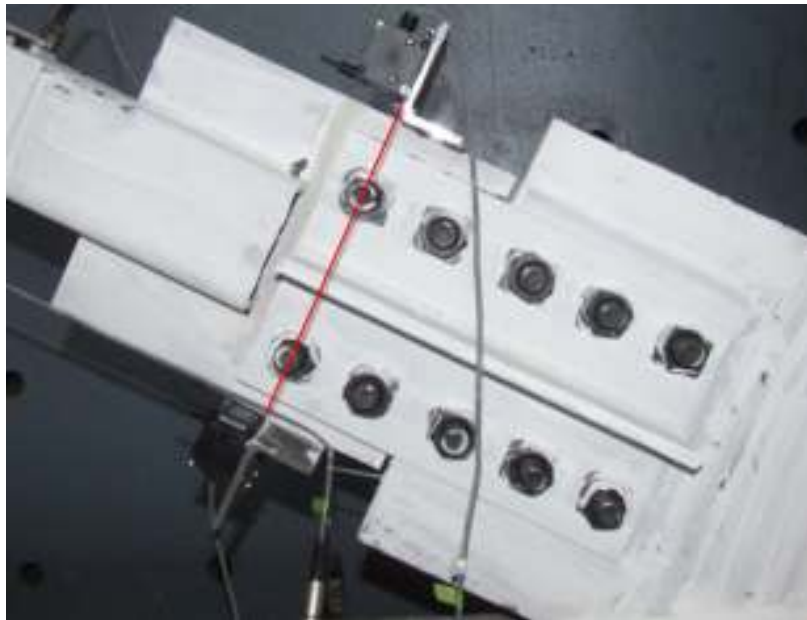


Figure 6.58: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500

Deux potentiomètres ont été installés sur la diagonale afin de mesurer l'allongement du FDA. Deux cornières soudées sur la diagonale servaient de support aux potentiomètres et deux tiges filetées, soudées également sur la diagonale, étaient utilisées pour attacher les cordes de mesure. La longueur $L_{F,mes}$, qui correspond à la longueur de référence sur laquelle l'allongement du FDA est mesuré, était de 834 mm. La Figure 6.59 présente le détail de l'instrumentation du FDA.



Figure 6.59: Instrumentation du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500

Cette première diagonale avec FDA fait de cornières a pu résister à tout le protocole, sans rupture d'un fusible. Par contre, la diagonale a voilé localement avant la fin du protocole, avant d'atteindre le déplacement de $-1.25 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$ dans la seconde période de fortes intensités. Le voilement local s'est produit dans la rotule plastique à la mi-longueur de la diagonale. Après le voilement, des fissures sont apparues dans l'acier vis-à-vis de la rotule plastique lorsque la diagonale a été soumise à de la traction. Cependant, la rupture complète de la diagonale ne s'est pas produite avant la fin du protocole de chargement. La Figure 6.60 montre le voilement local ainsi que le début de la rupture de la diagonale.

Même si la diagonale était endommagée, on croit que le FDA a contribué à retarder la rupture de la diagonale. En effet, si on compare le comportement de ce spécimen à celui de la même diagonale sans FDA, cette dernière également a subi la rupture en traction après voilement local, mais avant la fin du protocole de chargement. Étant donné que le spécimen avec FDA a complété tout le protocole régulier sans rupture, nous avons, après le protocole de chargement terminé, imposé une sollicitation croissante en traction jusqu'à la rupture du FDA.



Figure 6.60: Voilement local et début de la fissuration, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-50

Dans la Figure 6.61, on compare la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500 avec la diagonale HSS5x5x0.313 sans FDA.

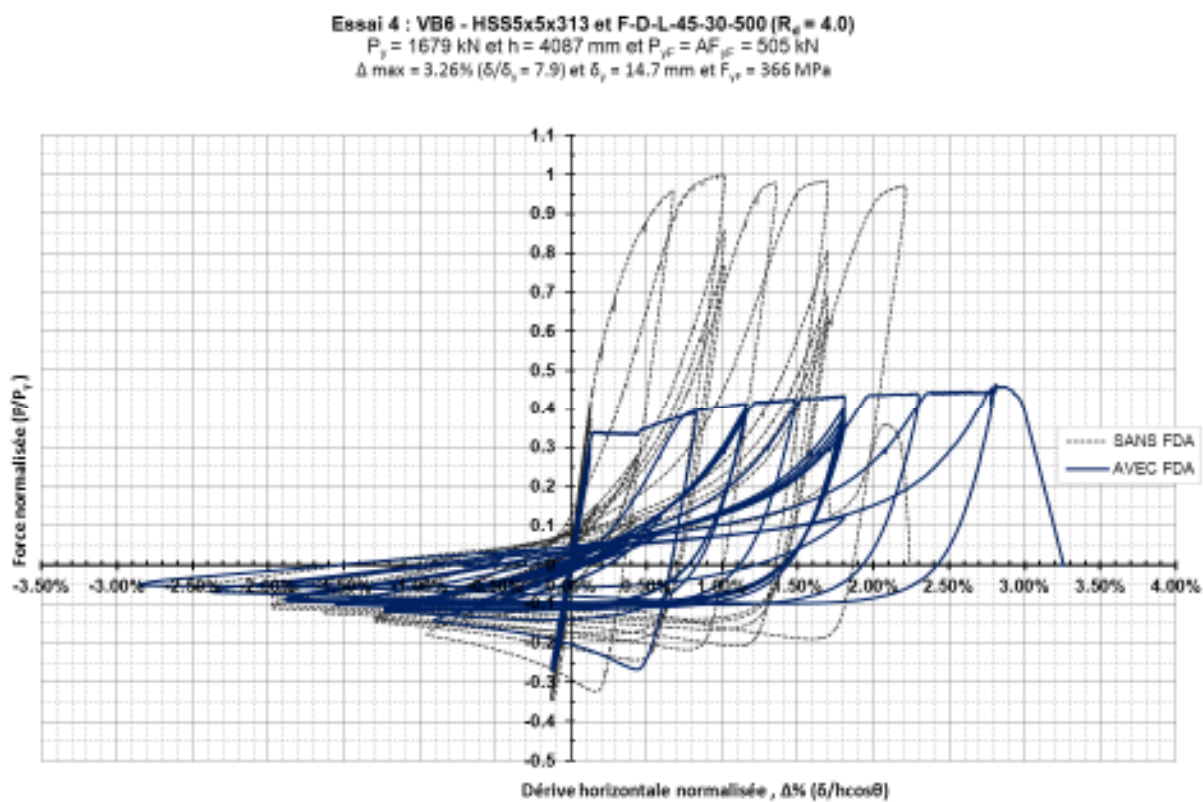


Figure 6.61: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500

Comme on peut le voir, le FDA a permis de réduire la capacité de la diagonale d'un peu plus de 55%. On remarque par contre que la résistance à la compression lors du premier flambement de la diagonale avec FDA est plus faible que celle offerte par la diagonale sans FDA. On note également la même observation pour la résistance au deuxième flambement de la diagonale. D'ailleurs, on remarque que toutes les valeurs de flambement de la diagonale avec FDA sont bien en deçà des valeurs de flambement de la diagonale sans FDA.

La Figure 6.62 présente la courbe force-déformation totale approximative du FDA F-D-L-45-30-500 qui a été introduit dans la diagonale HSS5x5x0.313. L'effort enregistré a été normalisé par rapport à l'effort de plastification du FDA, P_{yF} , indiqué. À noter que l'effort mesuré et présenté dans la figure correspond aux forces des deux vérins rapportées dans l'axe de la diagonale (= force horizontale / $\cos \theta$). L'allongement total du FDA, δ_{TF} , a quant à lui été normalisé en le divisant par la longueur de la section réduite des fusibles, L_F , d'où la mention *approximative*.

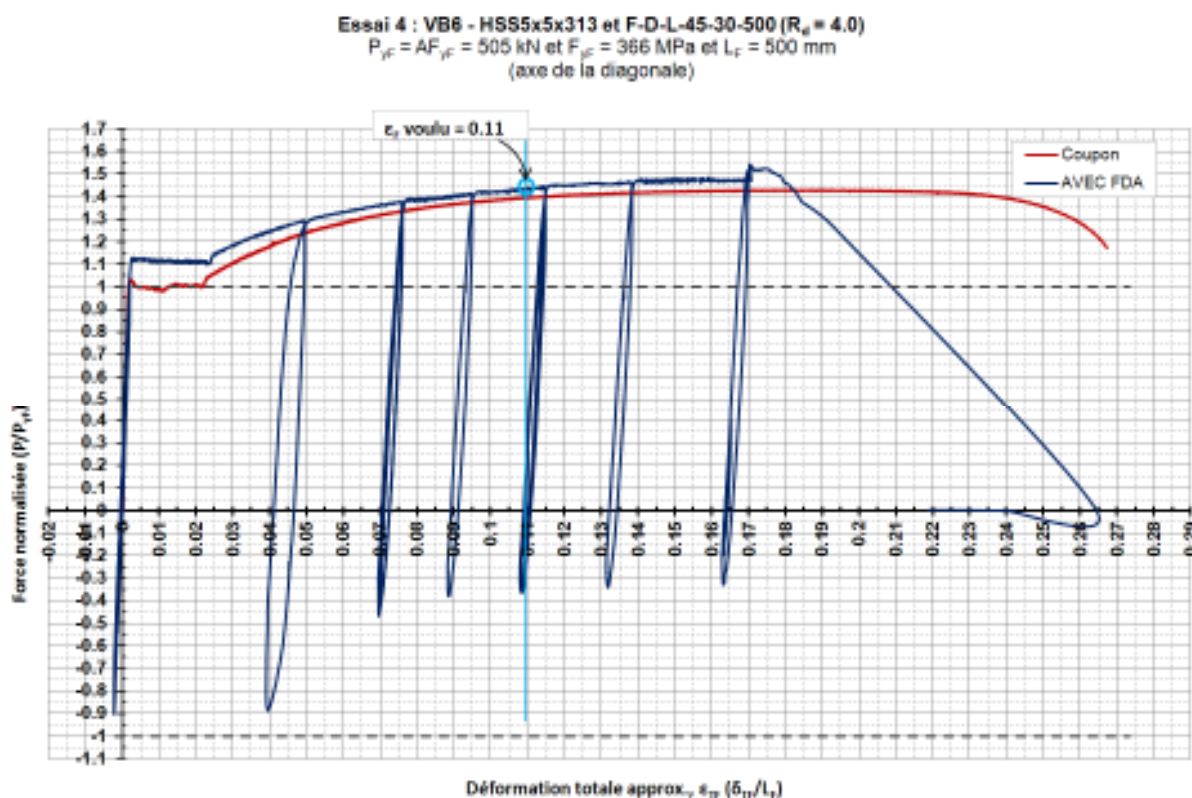


Figure 6.62: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500 et coupon C-B-L3

Initialement, l'effort axial était normalisé par rapport à l'effort P_{yF} déterminé avec le coupon C-B-L3 (325.6 MPa), ce qui donnait une résistance à la plastification de 449 kN ($A_F = 1380 \text{ mm}^2$), une valeur fort différente de l'effort de plastification mesurée, soit 562 kN. Nous avons alors ajusté la valeur du coupon pour tenir compte de la résistance plus grande offerte par l'aire centrale des cornières (voir Équation 22, chapitre 4). À ce moment, la valeur de F_{yF} corrigée était de 338 MPa, ce qui donne un effort à la plastification de 466 kN et, par conséquent, une différence de 96 kN avec la valeur mesurée. Des essais sur les diagonales courtes (programme expérimental C), l'essai du spécimen F-C-L-60-30-600_1, qui est un FDA fait avec les mêmes cornières et ayant la même aire de fusible, A_F , a indiqué que la résistance de l'aire centrale était plus grande que celle que nous avions supposée ($F_{y,\text{centre}} = 1.16 * F_{y,\text{ailes}}$). Plus précisément, nous avons obtenu des valeurs de $F_{yF} = 366 \text{ MPa}$ et $F_{uF} = 475 \text{ MPa}$ pour ce spécimen. Nous avons donc retenu cette valeur de F_{yF} pour déterminer la valeur de P_{yF} théorique corrigée du FDA. Enfin, cette valeur plus exacte est celle utilisée pour normaliser les efforts mesurés par rapport au FDA de ce spécimen. Ainsi, l'effort théorique corrigé de plastification du FDA, P_{yF} , est de 505 kN, soit une différence de 57 kN (11%) avec l'effort de plastification mesuré (562 kN).

Lorsque l'on observe les deux courbes $P-\epsilon_{TF}$, on note que celle du spécimen est supérieure à celle du coupon, indiquant une résistance plus grande chez le FDA. Par contre, l'allure de la courbe est similaire à celle du coupon. Le FDA était initialement conçu pour une déformation totale maximum de 0.11 mm/mm. On remarque qu'il a largement atteint cette déformation. On observe également que la rupture complète du FDA s'est produite bien avant la déformation ultime, ϵ_u , du coupon (= 0.19 mm/mm). Enfin, on peut voir que le FDA n'a pas plastifié en compression tel que nous l'avions supposé initialement dans sa conception. En effet, la charge maximale atteinte en compression, lors du flambement de la diagonale, n'a pas dépassé $-0.9 * P/P_{yF}$, ce qui était insuffisant pour initier la plastification des cornières.

Une fois l'essai terminé nous avons démonté la diagonale du cadre et ouvert la boîte de confinement pour voir les fusibles. La Figure 6.63 montre la rupture des quatre fusibles du FDA. On voit que les fusibles ont développé la striction et que leur rupture fut ductile.



Figure 6.63: Rupture des quatre fusibles du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500

6.2.5.2 HSS 4x4x0.313 avec F-D-L-35-22-500 ($R_d = 5.0$)

Cette seconde diagonale a été conçue avec un facteur R_d de 5.0. Cette fois-ci, les quatre fusibles ont été façonnés dans la cornière L-2x2x0.188. La longueur $L_{F,mes}$, qui correspond à la longueur de référence sur laquelle l'allongement du FDA est mesuré, était de 748 mm. Cette seconde diagonale avec FDA fait de cornières à section réduite a supporté tout le protocole de chargement, sans rupture d'un des fusibles, ni voilement local ou début de fissuration de la diagonale. Une fois le protocole complété, nous avons imposé des cycles de déplacement supplémentaires de plus fortes amplitudes à la diagonale jusqu'à la rupture du FDA. Pour ce faire, nous avons ajouté quatre cycles additionnels au protocole original : 2 cycles de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$ et 2 cycles de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$. La diagonale a complété les deux premiers cycles de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$ d'amplitude. Pendant l'ascension du premier pic de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$, un premier fusible a cédé à 0.214 mm/mm de déformation totale ($1.55 \cdot P/P_{yF}$). Comme l'amplitude de déplacement maximale n'était toujours pas atteinte, le chargement a continué et un second fusible a cédé à 0.22 mm/mm de déformation totale ($1.2 \cdot P/P_{yF}$). Une fois l'amplitude de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$ atteinte, le déplacement a été inversé. Les deux derniers fusibles ont complété le premier cycle de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$ sans rupture. Par contre, pendant le chargement en compression pour le deuxième pic de $-2.0 \cdot \beta R_o R_d$, un trouble mécanique s'est produit : les vérins se sont emballés et la vitesse de déplacement s'est soudainement mise à accélérer. Par conséquent, le test a dû être arrêté d'urgence pour éviter d'endommager le banc d'essai. Par contre, l'interruption s'est faite trop tard et le FDA a été écrasé, comme en témoigne la Figure 6.64.



Figure 6.64: Écrasement du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500

La Figure 6.65 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500 en comparaison avec la diagonale HSS4x4x0.313 sans FDA.

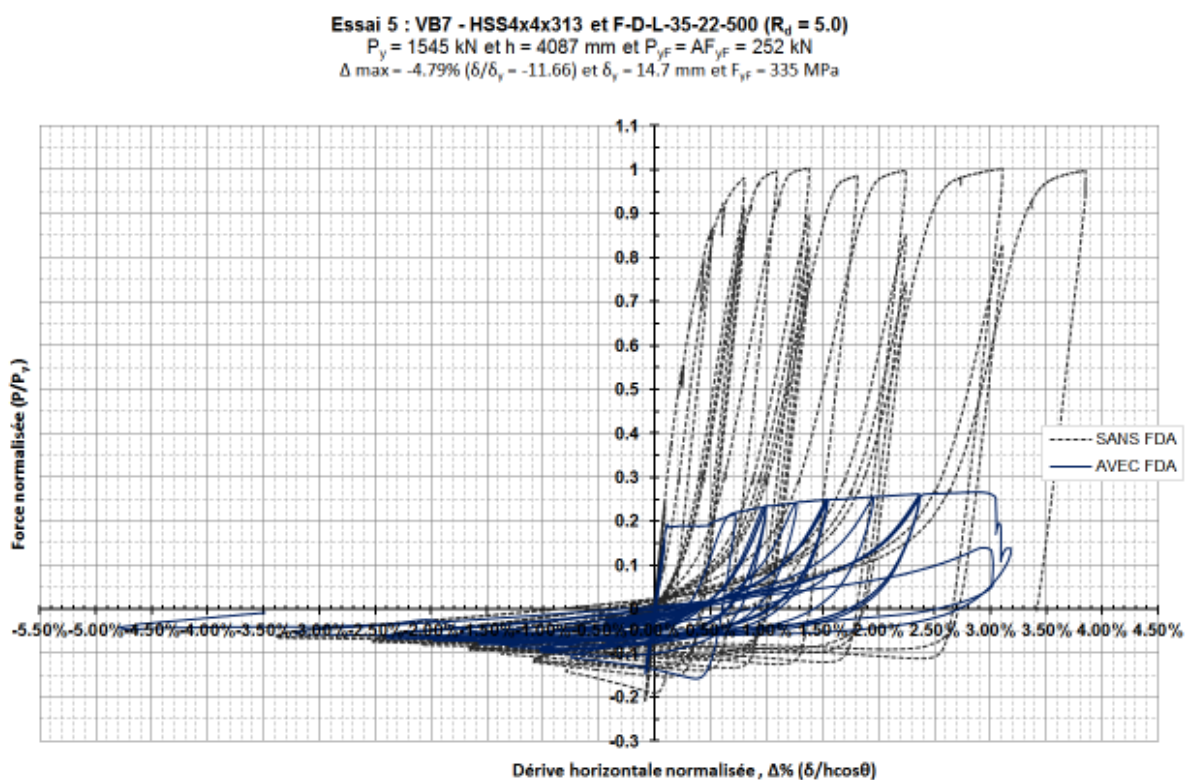


Figure 6.65: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500

Comme on peut le voir, le FDA a permis de réduire la capacité de la diagonale de presque 74%. On remarque par contre, qu'encore cette fois, les valeurs de flambement de la diagonale avec FDA sont plus faibles que les valeurs de flambement de la diagonale sans FDA. De plus, la rupture en tension de la diagonale avec FDA s'est produite à une déformation moindre que celle de la diagonale sans FDA. Rappelons que cette dernière a atteint la dérive maximale du cadre, soit 4%, sans se rompre et ni voiler localement.

La Figure 6.66 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-L-35-22-500 qui a été introduit dans la diagonale HSS4x4x0.313. L'effort enregistré a été normalisé par rapport à l'effort de plastification théorique corrigé du FDA, P_{yF} . L'allongement du FDA est normalisé sur la longueur réduite des fusibles, L_F .

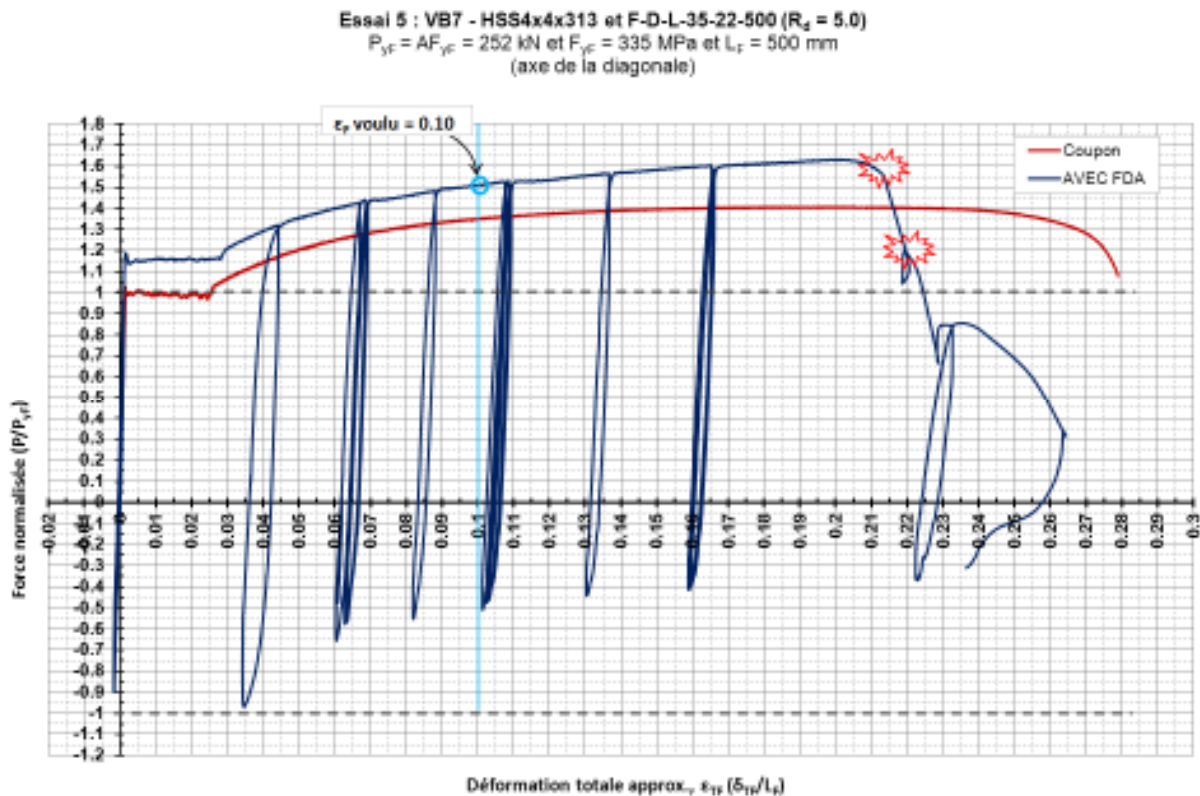


Figure 6.66: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500 et coupon C-B-L2

Contrairement au spécimen précédent, nous avons corrigé la valeur de F_{yc} du coupon avec la valeur proposée au chapitre 5, soit $F_{y,centre} = 1.16 * F_{y,ailerons}$ (on suppose que $F_{y,ailerons} = F_{yc}$), plutôt qu'une valeur provenant d'un essai du programme expérimental C. D'ailleurs, les essais sur les diagonales courtes avec la cornière L-2x2x0.188 ont montré que les valeurs théoriques corrigées de P_{yF} obtenues avec une limite élastique F_{yc} ajustée donnaient des valeurs de prédiction très proches de celles observées. La méthode de correction de F_{yc} décrite au chapitre 4 (Équation 22) a donc été utilisée. On remarque que la courbe expérimentale obtenue est supérieure à celle du coupon, indiquant que la résistance du FDA était plus grande que celle prévue. La valeur mesurée de P_{yF} était de 292 kN, soit un écart de 40 kN avec la valeur théorique corrigée (252 kN), ce qui correspond à une différence de plus de 16%. Cet écart est beaucoup plus élevé que ce à quoi nous nous attendions. En effet, les résultats du programme expérimental C sur des FDA employant la même cornière n'ont pas montré une différence aussi importante entre les valeurs mesurées et les valeurs théoriques corrigées. Toutefois, on remarque que l'écart entre les deux courbes semble constant tout le long de l'essai, ce qui laisse croire que la friction entre la boîte de confinement et les fusibles soit responsable de cette différence considérable. Par ailleurs, on remarque que le FDA a atteint la même valeur de déformation ultime, ϵ_u , que celle du coupon, soit 0.20 mm/mm pour ce dernier. Par contre, la phase de rupture du FDA est beaucoup courte que la phase de rupture du coupon (la même observation a été faite également sur les diagonales courtes).

6.2.5.3 HSS 4x4x0.313 avec F-D-L-35-22-500 contenant 1 défaut ($R_d = 5.0$)

Cette troisième diagonale contenait un FDA similaire à la diagonale précédente, sauf que l'une des quatre cornières comportait, sur une aile, un défaut de forme demi-circulaire de 4 mm de profondeur. Nous voulions ainsi observer l'impact d'un défaut de fabrication sur le comportement réel de la diagonale. La longueur $L_{F,mes}$ était de 748 mm pour ce spécimen.

Avant de réaliser l'essai, nous avons inspecté le montage et fait cycliser le banc d'essai à vide, afin d'identifier la raison pour laquelle les vérins s'étaient emballés durant l'essai précédent. Tout semblait normal à ce moment. Par conséquent, nous avons exécuté l'essai. La rupture de la cornière avec le défaut s'est produite dans la première période de fortes intensités, au premier pic de déplacement inélastique anticipé de $+\beta R_o R_d \Delta_f$, ce qui équivaut au déplacement inélastique

anticipé de conception utilisé pour déterminer la longueur minimale requise du fusible, L_F . La Figure 6.67 montre l'endroit où le fusible avec défaut a cédé sur le protocole de chargement du spécimen (point rouge).

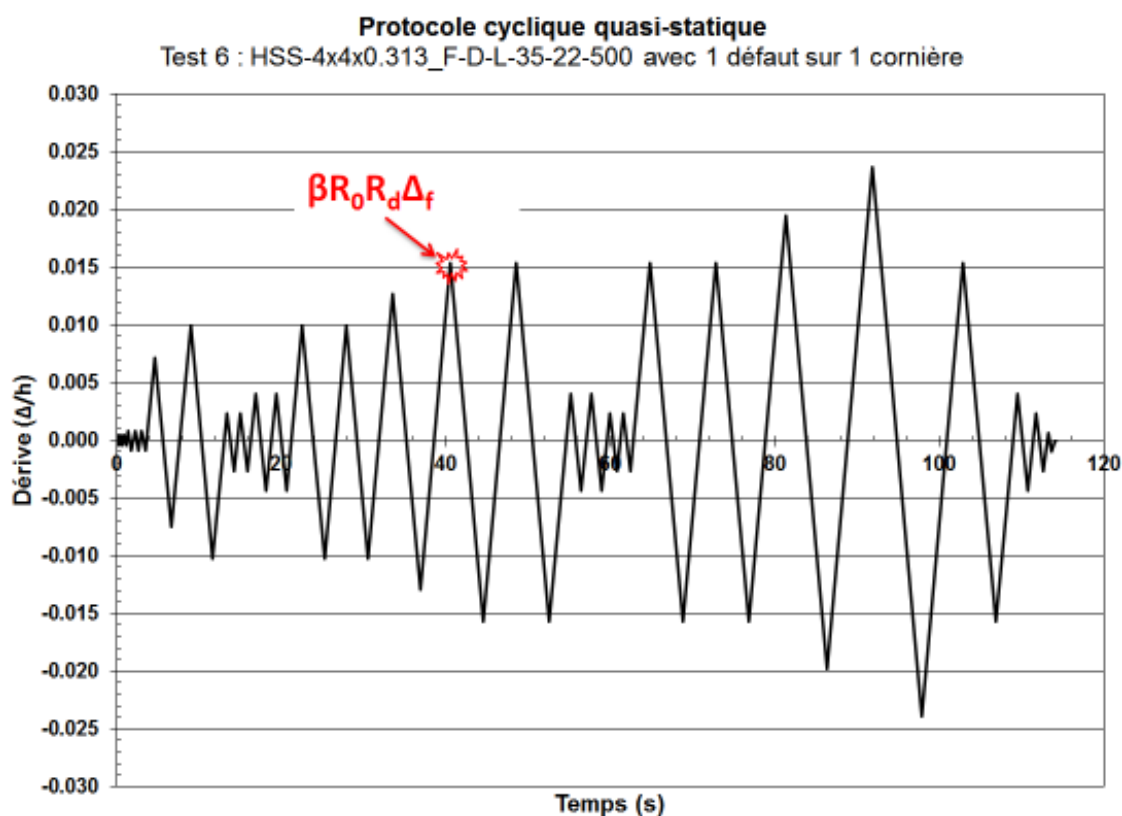


Figure 6.67: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C

Malheureusement, encore une fois, l'essai a dû être arrêté d'urgence à cause du même problème : la vitesse de déplacement des vérins a soudainement accéléré. Par contre, cette fois-ci, l'interruption de l'essai s'est produite à temps et le FDA a pu être préservé. Après une investigation plus rigoureuse, le problème provenait d'un fil endommagé dans le montage. L'essai n'a pas été repris. Il n'a donc pas été possible de comparer directement l'effet du défaut sur la capacité de déformation des cornières.

La Figure 6.68 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313_FDA F-D-L-35-22-500-1R-4_1C, contenant un défaut demi-circulaire sur une des deux ailes de l'une des quatre cornières, en comparaison avec la même diagonale et le même FDA, mais sans défaut. Comme on peut le voir, les courbes deux sont pratiquement identiques.

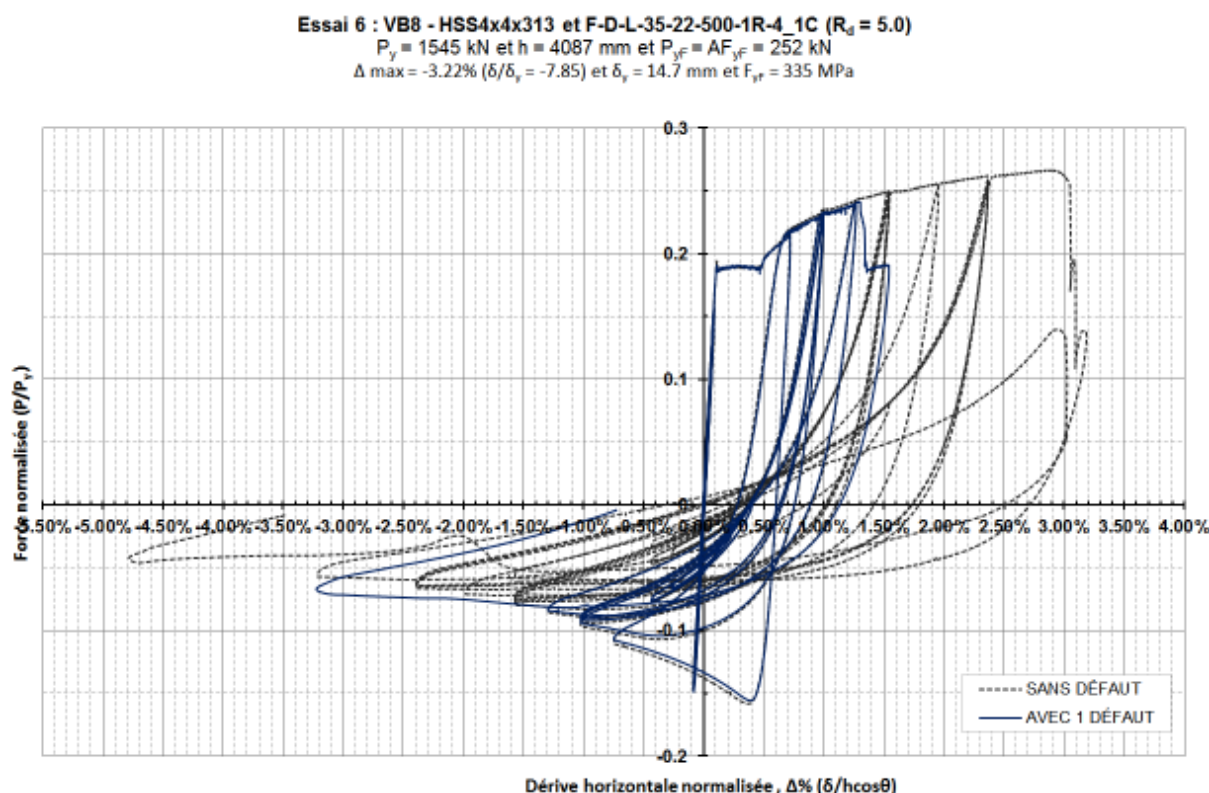


Figure 6.68: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C

La Figure 6.69 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-L-35-22-500-1R-4_1C qui a été introduit dans la diagonale HSS4x4x0.313. L'effort enregistré a été normalisé par rapport à l'effort de plastification théorique corrigé du FDA, P_{yF} . L'allongement du FDA est normalisé en le divisant par la longueur réduite des fusibles, L_F . Comme pour le comportement de la diagonale (figure précédente), le comportement du FDA est très similaire à celui du FDA sans défaut. On voit que la plastification des deux fusibles est identique. Plus spécifiquement, l'effort de plastification mesuré est de 291 kN, contre 292 kN pour le FDA sans défaut. Par contre, on remarque l'effet négatif d'un défaut sur la ductilité d'un FDA. En effet, on

voit qu'en termes de déformation, le fusible avec le défaut a cédé à 0.092 mm/mm de déformation totale, soit une réduction de plus de 57% de la capacité de déformation, comparativement au même FDA sans défaut (rupture à 0.214 mm/mm). Enfin, comme les deux courbes sont identiques, ceci indique que la différence entre l'effort mesuré et l'effort théorique corrigé de P_{yF} est également de 16% pour ce spécimen.

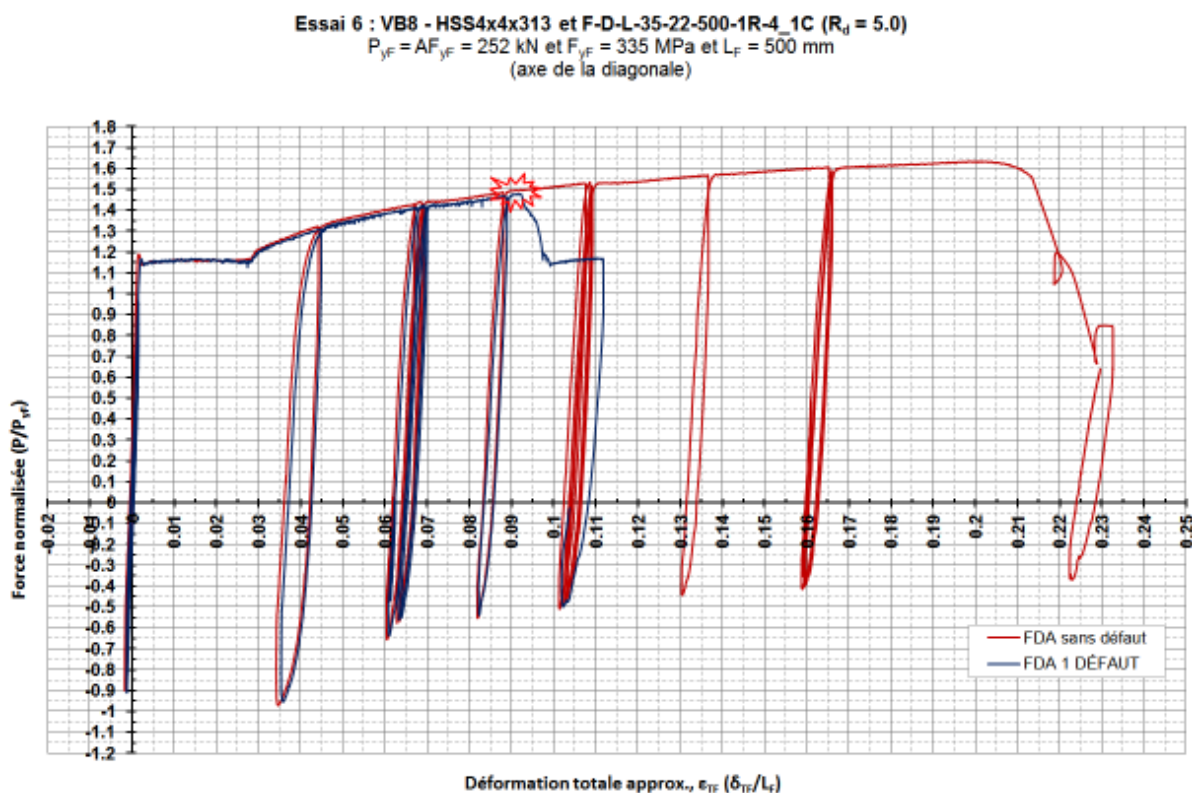


Figure 6.69: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C

6.2.5.4 HSS 4x4x0.313 avec F-D-L-35-22-500 contenant 4 défauts ($R_d = 5.0$)

Nous reprenons la même diagonale avec le même FDA, mais cette fois-ci, les quatre cornières avaient un défaut demi-circulaire de 4 mm de profondeur sur l'une des deux ailes. La longueur $L_{F,mes}$ était de 748 mm.

Comparativement au FDA précédent qui n'avait qu'un seul défaut, la rupture s'est produite dans les quatre fusibles en même temps. De plus, le FDA a cédé dans la première période de fortes intensités, avant d'atteindre le déplacement inélastique anticipé de $+\beta R_0 R_d \Delta_f$, presque au même endroit que le FDA avec un seul défaut. La Figure 6.70 montre l'endroit où le FDA complet a cédé sur le protocole de chargement du spécimen (point rouge).

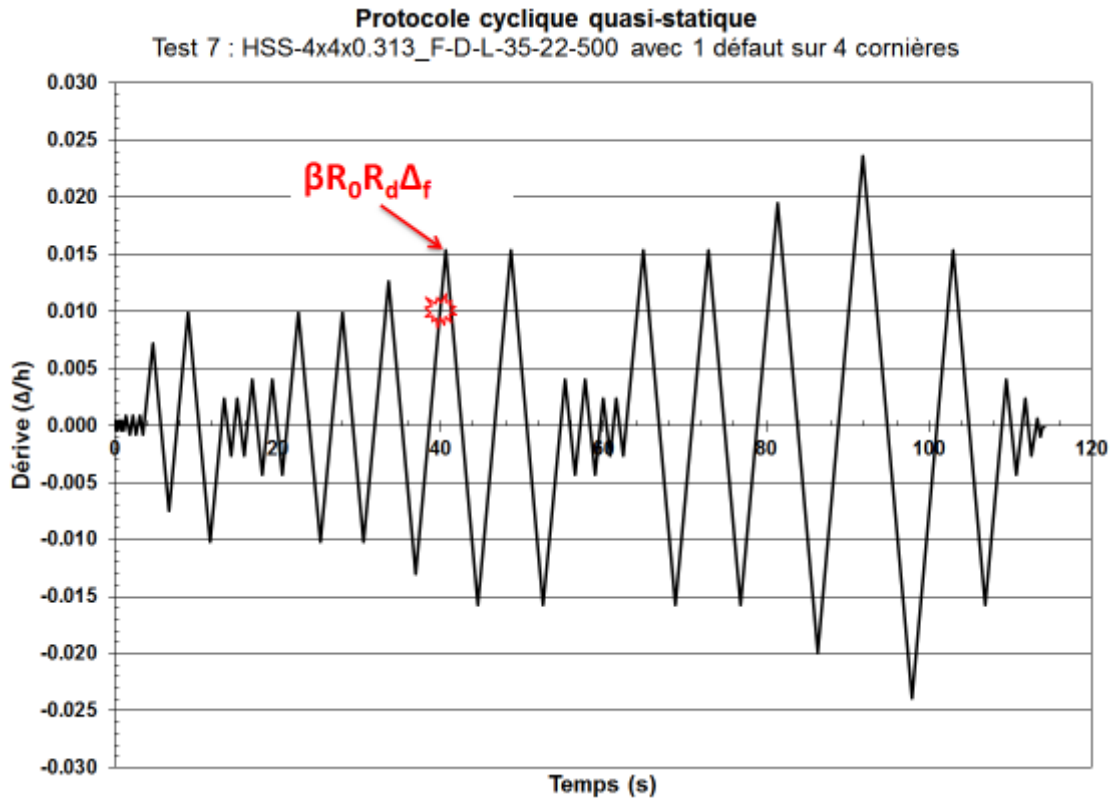


Figure 6.70: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C

La Figure 6.71 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313_FDA F-D-L-35-22-500-1R-4_4C, contenant un défaut demi-circulaire sur une des deux ailes des quatre cornières du FDA, en comparaison avec la même diagonale et le même FDA, mais sans défaut. Comme on peut le voir, les deux courbes sont pratiquement identiques.

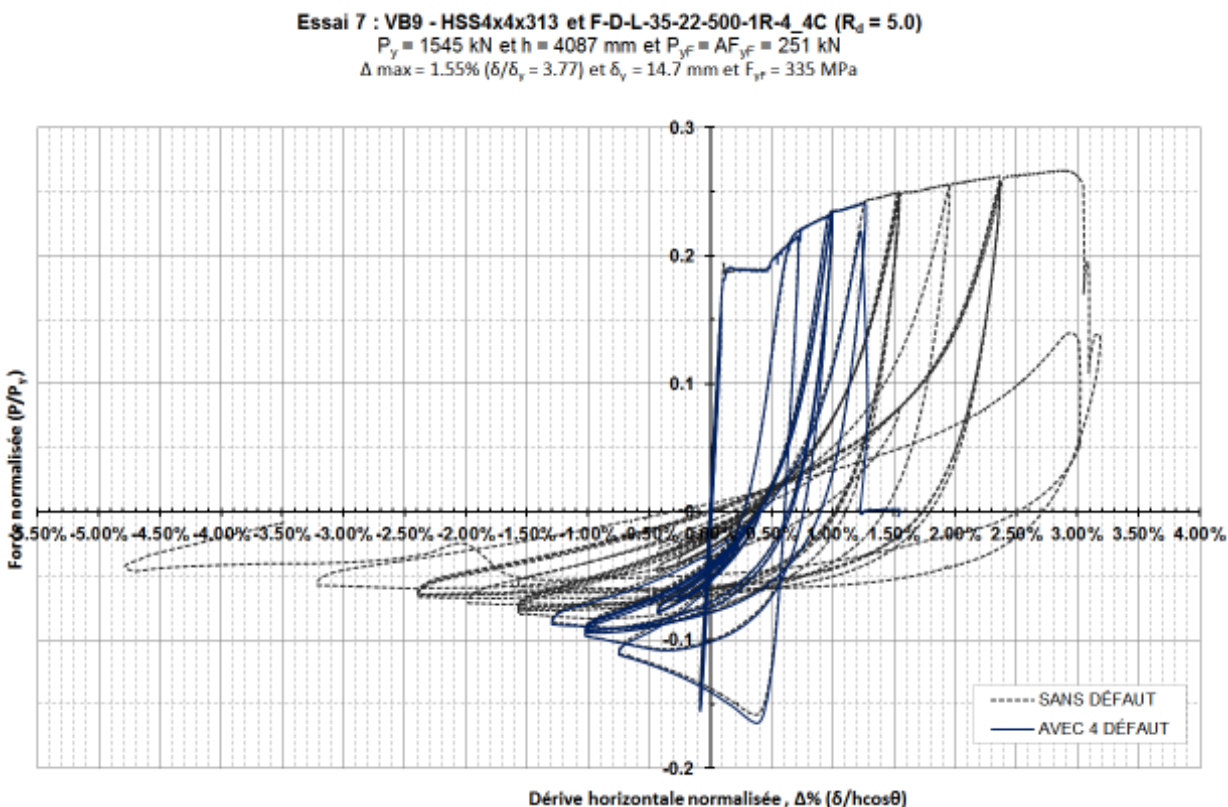


Figure 6.71: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C

La Figure 6.72 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-L-35-22-500-1R-4_4C qui a été introduit dans la diagonale HSS4x4x0.313. Comme pour les deux spécimens précédents, l'effort ainsi que l'allongement du FDA ont été normalisés. Le comportement du FDA est le même que celui du FDA sans défaut. Par contre, nous avons noté une plastification progressive du fusible, due à l'influence de l'aire nette sur la plastification à l'aire brute du FDA. En effet, le détail exposé à la Figure 6.72 montre la phase de transition entre la fin de la phase de proportionnalité et le plateau de plastification. L'effort de plastification mesuré est identique à celui du FDA sans défaut, soit 292 kN. Comme pour le spécimen précédent, on remarque l'effet négatif d'un défaut sur la ductilité d'un FDA. En effet, on voit qu'en termes de déformation, le fusible avec le défaut a cédé cette fois à 0.088 mm/mm de déformation totale, soit une réduction de 59% de la capacité de déformation, comparativement au même FDA sans défaut (rupture à 0.214 mm/mm). Si on compare avec le spécimen précédent (1 défaut sur 1 cornière), la réduction est à peine de 0.004 mm/mm de déformation. Enfin, comme la

courbe du spécimen est identique à celle du même FDA sans défaut, alors la différence entre l'effort mesuré et l'effort théorique corrigé de P_{yF} est également de 16% pour ce spécimen.

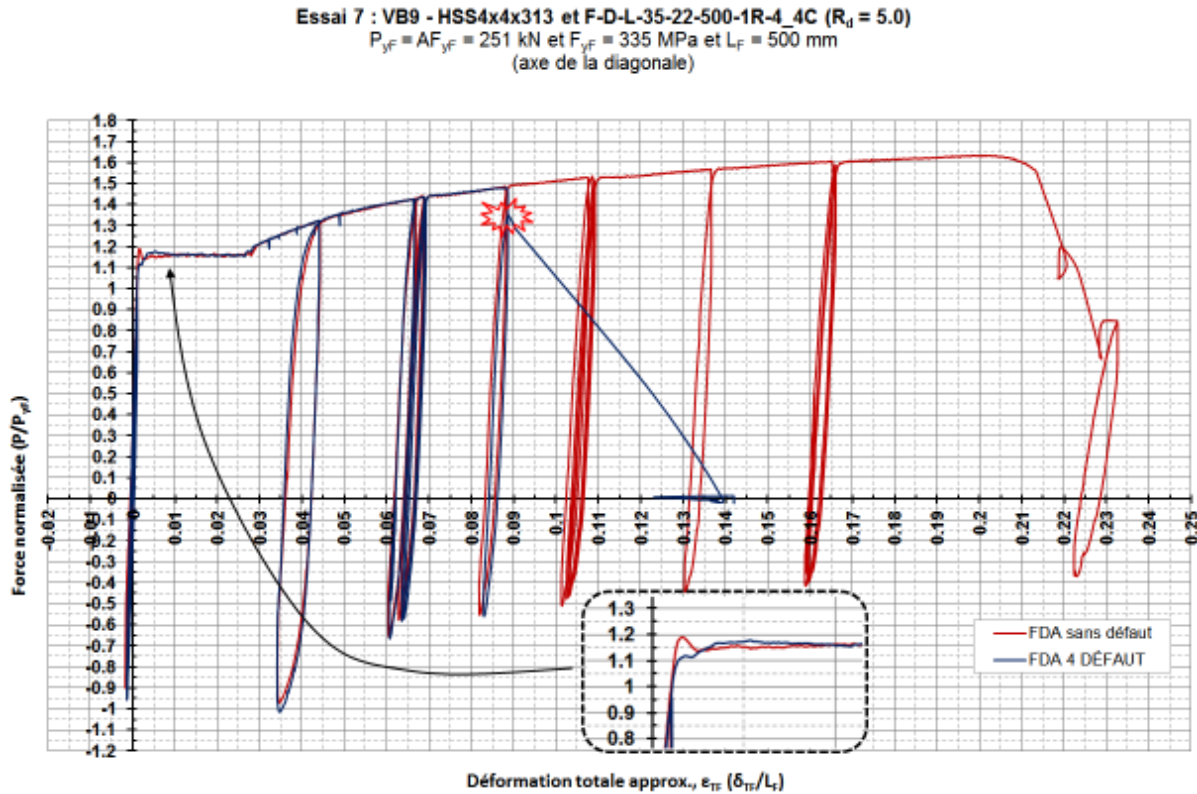


Figure 6.72: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C

Le Tableau 6.14 présente les résultats des deux premiers essais avec FDA faits de quatre cornières et comparés avec les valeurs des essais sur les diagonales sans FDA. Le Tableau 6.15, quant à lui, présente les résultats des quatre FDA, sans et avec défauts.

Tableau 6.14: Résultats des deux essais de diagonales avec FDA faits de cornières et sans défaut

Diagonale	Fusible (FDA)	sans FDA			avec FDA			P/P	C/C	C"/C"
		P_{\max} obs	C obs	C" obs	P_{\max} obs	C obs	C" obs			
		(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			
HSS 5x5x0.313	F-D-L-45-30-500	1679	-541	-408	748	-448	-236	0.45	0.83	0.58
HSS 4x4x0.313	F-D-L-35-22-500	1545	-294	-237	412	-245	-165	0.27	0.83	0.70

moyenne : 0.83 0.64

CV : 0.004 0.131

Tableau 6.15: Résultats des quatre diagonales avec FDA faits de cornières, sans et avec défauts

Diagonale	Fusible (FDA)	avec FDA faits de 4 cornières							Observé/théorique			
		$P_{\max \text{ obs}}$	C_{obs}	$C^{\text{II}}_{\text{obs}}$	P_{yF}	P_{uF}	$P_{yF \text{ obs}}$	$P_{F, \max \text{ obs}}$	P_{yF}/P_{yF}	P_{uF}/P_{uF}	diff. P_{yF}	diff. P_{uF}
		(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			(kN)	(kN)
HSS 5x5x0.313	F-D-L-45-30-500	748	-448	-236	505	655	562	748	1.11	1.14	57	93
HSS 4x4x0.313	F-D-L-35-22-500	412	-245	-165	252	351	292	412	1.16	1.17	40	61
HSS 4x4x0.313	F-D-L-35-22-500	373	-241	-161	252	351	291	373	1.15	1.06	39	22
HSS 4x4x0.313	F-D-L-35-22-500	371	-255	-167	251	350	292	371	1.16	1.06	41	21
moyenne :									1.15	1.11	44.3	49.3
CV :									0.020	0.052	0.193	0.703

Rappelons que les termes $P_{\max, \text{obs}}$, C_{obs} et $C^{\text{II}}_{\text{obs}}$ sont les valeurs mesurées des essais : $P_{\max, \text{obs}}$ pour l'effort de traction, C_{obs} pour l'effort au premier flambement de la diagonale, et $C^{\text{II}}_{\text{obs}}$ pour l'effort au deuxième flambement de la diagonale. Les valeurs de P_{yF} correspondent à l'effort de plastification théorique corrigé du FDA. Les valeurs de $P_{yF, \text{obs}}$ correspondent à l'effort de plastification mesuré du FDA. Les valeurs de P_{uF} correspondent à l'effort ultime théorique corrigé du FDA. Les valeurs de $P_{F, \max, \text{obs}}$ correspondent à l'effort maximal enregistré durant l'essai et devraient correspondre à P_{uF} . Les rapports P/P , C/C , et $C^{\text{II}}/C^{\text{II}}$, représentent le ratio entre la valeur mesurée de la diagonale sans FDA sur la valeur mesurée de la diagonale avec FDA, pour la traction, le premier flambement, et le second flambement, respectivement.

Comme on peut le voir au Tableau 6.14, la présence d'un FDA dans la diagonale permet de réduire de manière importante la résistance en traction de la diagonale, telle qu'anticipée. Par contre, le FDA réduit également la résistance développée au premier flambement et au second flambement de la diagonale. Du Tableau 6.15, on peut voir, qu'en moyenne, les valeurs mesurées de P_{yF} étaient 15% supérieures à celles prédites (résistance théorique corrigée) après correction pour tenir compte de la résistance plus élevée offerte par l'aire centrale (A_r) des cornières. Dans les quatre FDA testés, une force moyenne de 44 kN additionnelle a été observée pour P_{yF} , et 49 kN pour P_{uF} . Comme cet effort supplémentaire était présent dans les quatre essais, nous croyons qu'une partie de cette force provient de la friction entre la boîte de confinement et les cornières, et que l'autre partie provient de la friction interne du banc d'essai, soit 11 kN (voir Figure 6.43). Par contre, mentionnons que les essais du programme expérimental C sur les FDA faits de

cornières n'avaient pas montré que la force de friction pouvait être aussi importante pour ce type de fusible.

6.2.6 Diagonales avec FDA faits de fusibles découpés dans une plaque d'acier

Cinq essais additionnels de diagonales avec FDA ont été ajoutés afin de compléter l'exploration des FDA faits de fusibles découpés dans une plaque d'acier. Les fusibles ont été découpés dans les mêmes plaques que les fusibles étudiés dans le programme expérimental C, soit une plaque de 6.35 mm d'épaisseur (coupon C-B-P250) et une plaque de 7.94 mm d'épaisseur (coupon C-B-P313). Les cinq FDA ont été conçus pour une déformation maximale, $\varepsilon_{F,max}$, de 0.10 mm/mm. Le Tableau 6.16 présente toutes les données des fusibles faits de plaques testées. Les termes sont les mêmes qu'utilisés pour les diagonales courtes et sont définis à la section 6.1.3.

Tableau 6.16: Données des FDA faits de plaques, programme expérimental D

Id.	Coupon	b_F	t_F	A_F	L_F	L_T	L_W	L_{TF}	$L_{total,F}$	r_{min}	r_{max}	KL/r_{out}	KL/r_{in}	cale			
														b_{cale}	t_{cale}	L_{cale}	KL/r_{in}
		(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			(mm)	(mm)	(mm)	
F-D-P-40-26-300	C-B-P250	26.08	6.29	656.0	300	40	43	380	466	1.83	7.51	10.64	28.58	25	6.35	76	11.00
F-D-P-40-26-500	C-B-P250	25.95	6.26	650.1	500	40	43	580	666	1.83	7.51	17.73	47.63	25	6.35	405	6.28
F-D-P-80-50-300	C-B-P250	49.99	6.26	1250.6	300	64	53	428	534	1.83	14.43	10.64	14.86	25	6.35	0	14.86
F-D-P-80-50-500	C-B-P250	49.94	6.24	1245.5	500	64	53	628	734	1.83	14.43	17.73	24.77	25	6.35	225	7.32
F-D-P-74-46-500	C-B-P313	46.03	7.82	1438.7	500	61	63	622	748	2.29	13.28	14.18	26.92	25	7.94	76	11.60

Le spécimen F-D-P-40-26-300 a été conçu de sorte d'avoir des valeurs d'élancement hors-plan et en-plan proches de 10, ceci afin d'observer pour une première fois le comportement de la diagonale avec ce type de FDA. Ensuite, le spécimen F-D-P-40-26-500 a été conçu pour une valeur d'élancement hors-plan $(KL/r_{min})_{out}$ proche de la limite suggérée au chapitre 5, soit 20. Le spécimen F-D-P-80-50-300 a été conçu pour une valeur d'élancement en-plan $(KL/r_{max})_{in}$ proche de 15. Le spécimen F-D-P-80-50-500 a quant à lui été conçu pour des valeurs d'élancement similaires à celles du spécimen F-D-P-40-26-500. Enfin, le dernier spécimen, soit le spécimen F-D-P-74-46-500, a été conçu sans valeurs particulières d'élancement.

Les Figures 6.73 et 6.74 présentent le détail de chacun des fusibles faits de plaques. Le lecteur trouvera les dessins de fabrication des diagonales avec FDA en annexe. Tous les fusibles avaient la même géométrie de la zone de transition, soit une pente 3:1 et un rayon de transition de 117 mm.

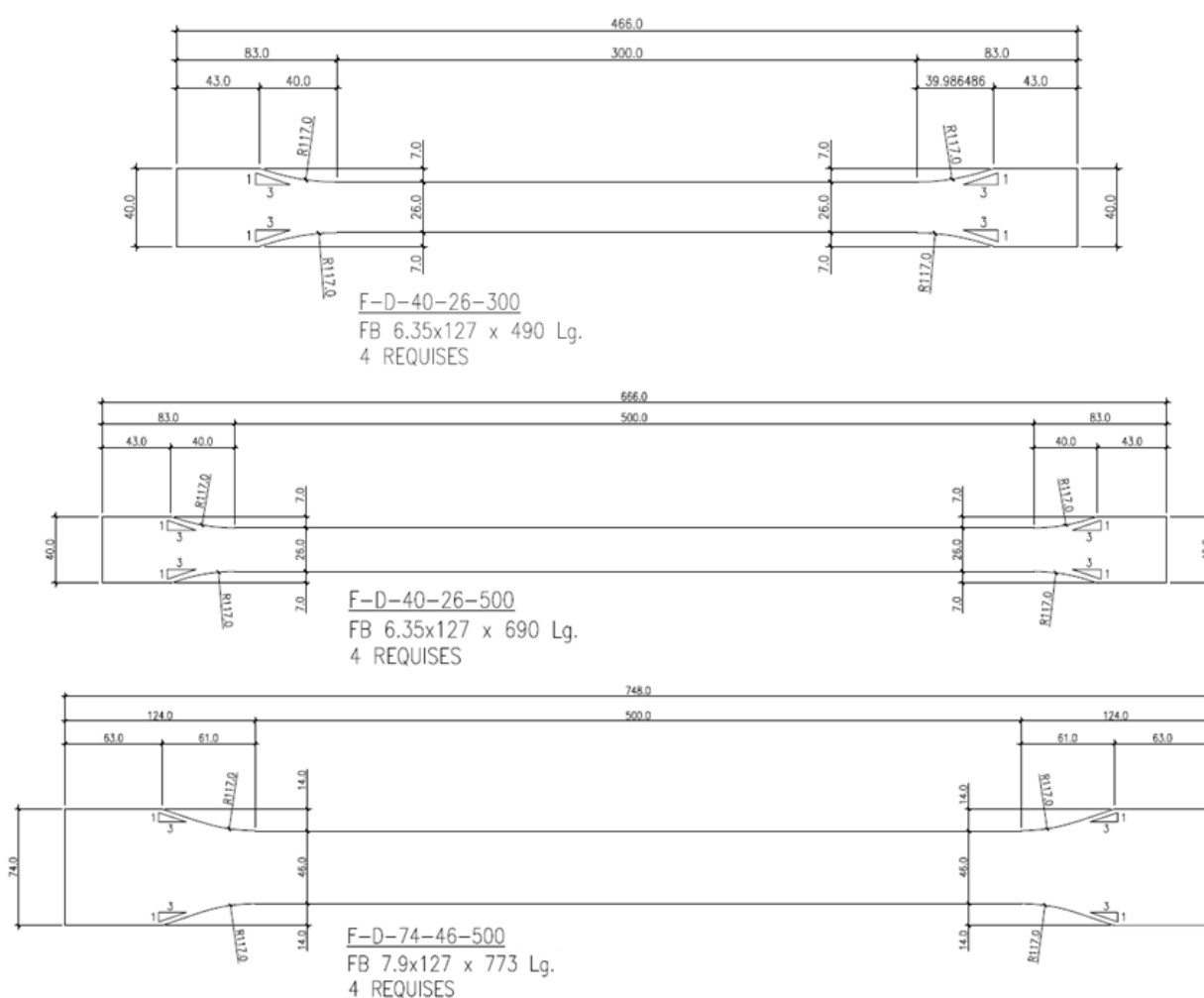


Figure 6.73: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental D (1/2)

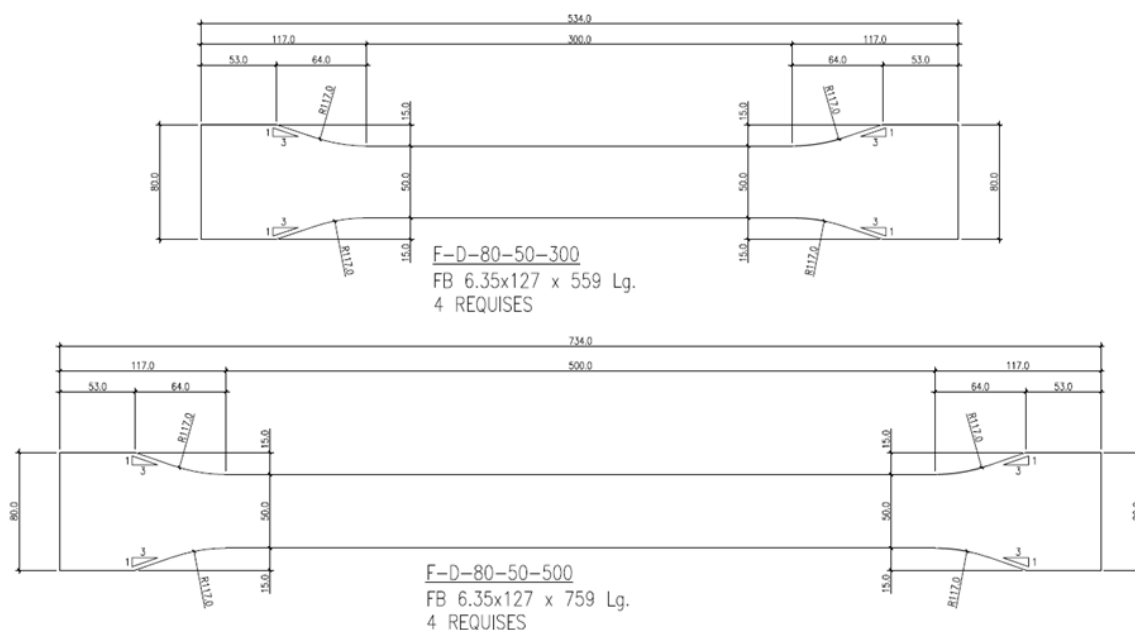


Figure 6.74: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental D (2/2)

Le Tableau 6.17 présente les données géométriques des diagonales utilisées.

Tableau 6.17: Données des diagonales (diagonales avec FDA en plaque)

Diagonale	Id.	R_d	b	t	t des	b/t	A	r	F_{yc}	$L_{c/c}$	L_{mesure}	L_H	L_B	δ_y	K	KL/r	λ
—	—	—	(mm)	(mm)	(mm)	—	(mm ²)	(mm)	Mpa	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	—	—
HSS 6x6x0.313	VB12	3.0	152	7.94	7.16	17	4030	58.8	423.6	8541	5786	5680	5654	12.0	0.67	97	1.42
HSS 5x5x0.313	VB13	4.0	127	7.94	7.16	14	3300	48.4	376.3	8541	5787	5686	5666	10.7	0.67	117	1.62
HSS 4x4x0.313	VB15	5.0	102	7.94	7.16	10	2570	38	476.2	8541	5786	5693	5680	13.6	0.67	150	2.33

6.2.6.1 HSS 4x4x0.313 avec F-D-P-40-26-300 ($R_d = 5.0$)

Cette première diagonale avec FDA fait de plaques d'acier découpées a été conçue avec un facteur R_d de 5.0. Les fusibles ont été façonnés dans la plaque de 6.35 mm d'épaisseur. La longueur $L_{F,mes}$ était de 493 mm.

La diagonale avec FDA a supporté tout le protocole de chargement, sans que la diagonale ne voile localement ou ne fissure. Par contre, un des fusibles a cédé dans la seconde période de

fortes intensités, un peu avant d'atteindre l'amplitude de déplacement maximale de $+1.5 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$. Même s'il y avait un fusible en moins, les trois fusibles restants ont résisté au protocole complet. Par la suite, nous avons imposé des cycles supplémentaires de plus fortes amplitudes de déplacement afin de casser les trois fusibles restants du FDA. Le FDA a accompli 2 cycles complets additionnels de $+1.5 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$ d'amplitude. Pendant l'ascension d'un déplacement de $+2 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$ d'amplitude, les trois fusibles ont cédé un à la suite de l'autre. La Figure 6.75 montre l'endroit où le fusible a cédé sur le protocole de chargement du spécimen (point rouge).

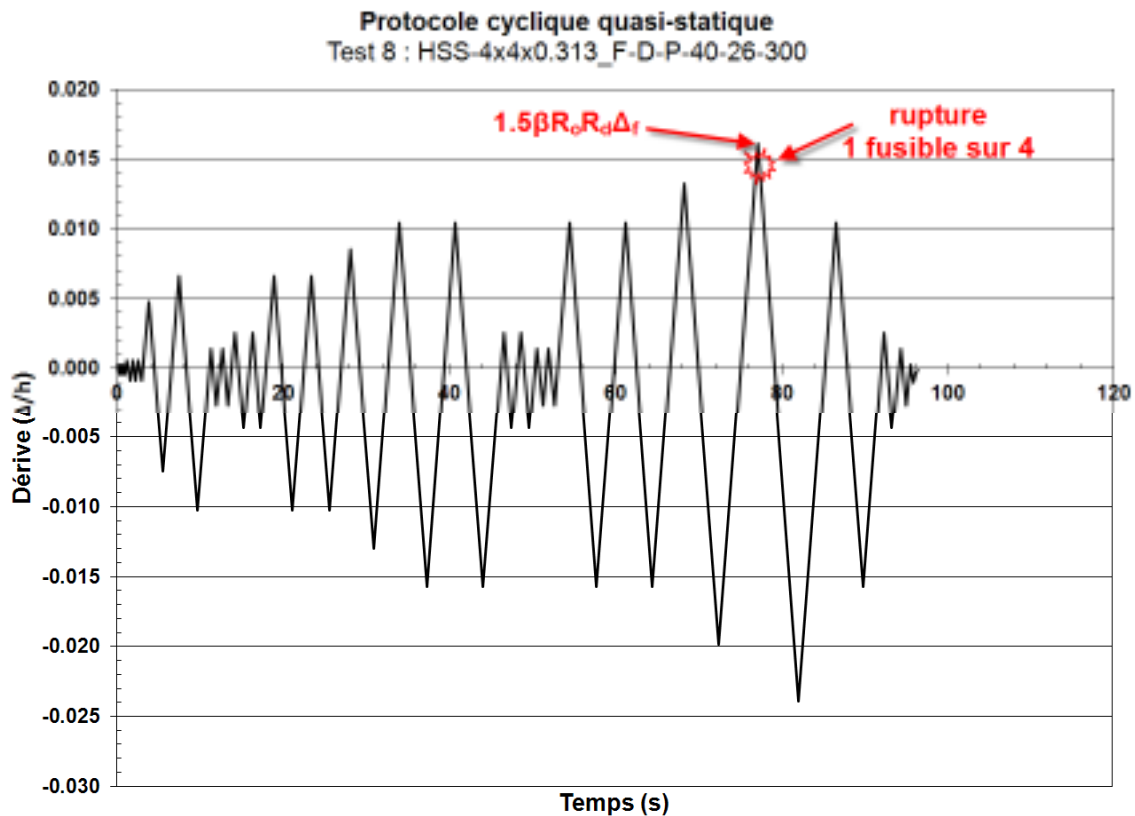


Figure 6.75: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300

La Figure 6.76 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300 en comparaison avec la diagonale HSS4x4x0.313 sans FDA. Rappelons que les élancements des fusibles étaient : 10.6 hors-plan et 11.0 en-plan. Comme on peut le voir, le FDA a permis de réduire la capacité en traction de la diagonale de plus de 75%. On remarque par contre que les

valeurs de flambement de la diagonale avec FDA sont plus faibles que les valeurs de flambement de la diagonale sans FDA, comme cela avait été observé pour les FDA faits de cornières à section réduite.

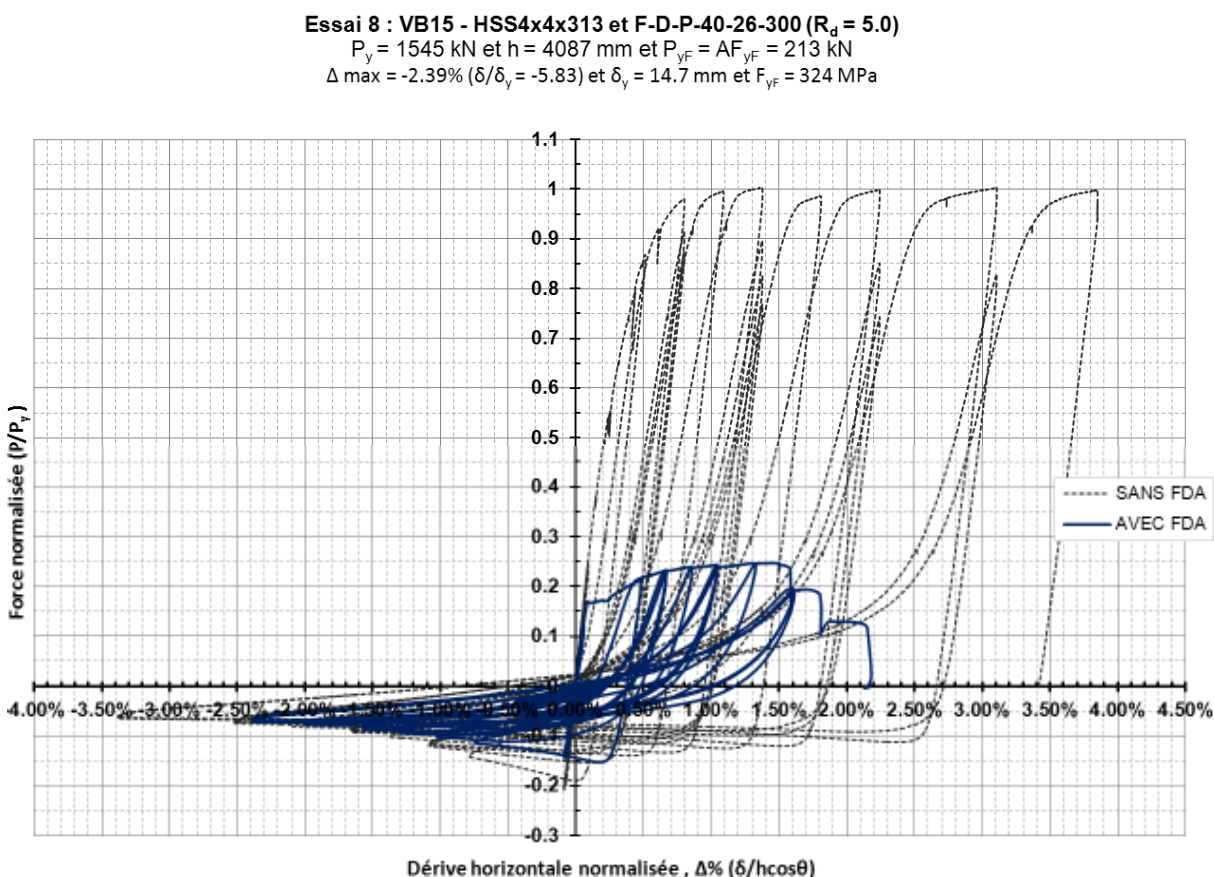


Figure 6.76: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300

La Figure 6.77 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-P-40-26-300 qui a été introduit dans la diagonale HSS4x4x0.313. L'effort enregistré a été normalisé par rapport à l'effort de plastification du FDA théorique, P_{yF} , soit : 213 kN. À noter que contrairement aux FDA faits de cornières, aucune correction n'est apportée à la valeur de F_{yc} du coupon. Ainsi, la valeur théorique de P_{yF} est simplement le produit de : $A_F \cdot F_{yc}$. L'allongement du FDA a quant à lui été normalisé en le divisant par la longueur réduite des fusibles, L_F . On remarque que la courbe $P-\varepsilon_{TF}$ du FDA est plus élevée que celle du coupon. L'effort de plastification mesuré P_{yF} était de 260 kN, soit 47 kN de plus que la valeur théorique, ce qui

représente une différence de plus de 22%. Sur la figure, la différence semble importante en raison de la faible valeur de P_{yF} . Cependant, la différence de 47 kN est en fait comparable à ce qui a été observé pour les autres FDA. Par contre, on voit que le FDA a dépassé largement la valeur de déformation maximale voulue, $\epsilon_{F,max}$, lors de sa conception (0.10 mm/mm). La rupture du premier fusible s'est produite à une déformation de 0.173 mm/mm, bien avant la valeur de déformation ultime du coupon.

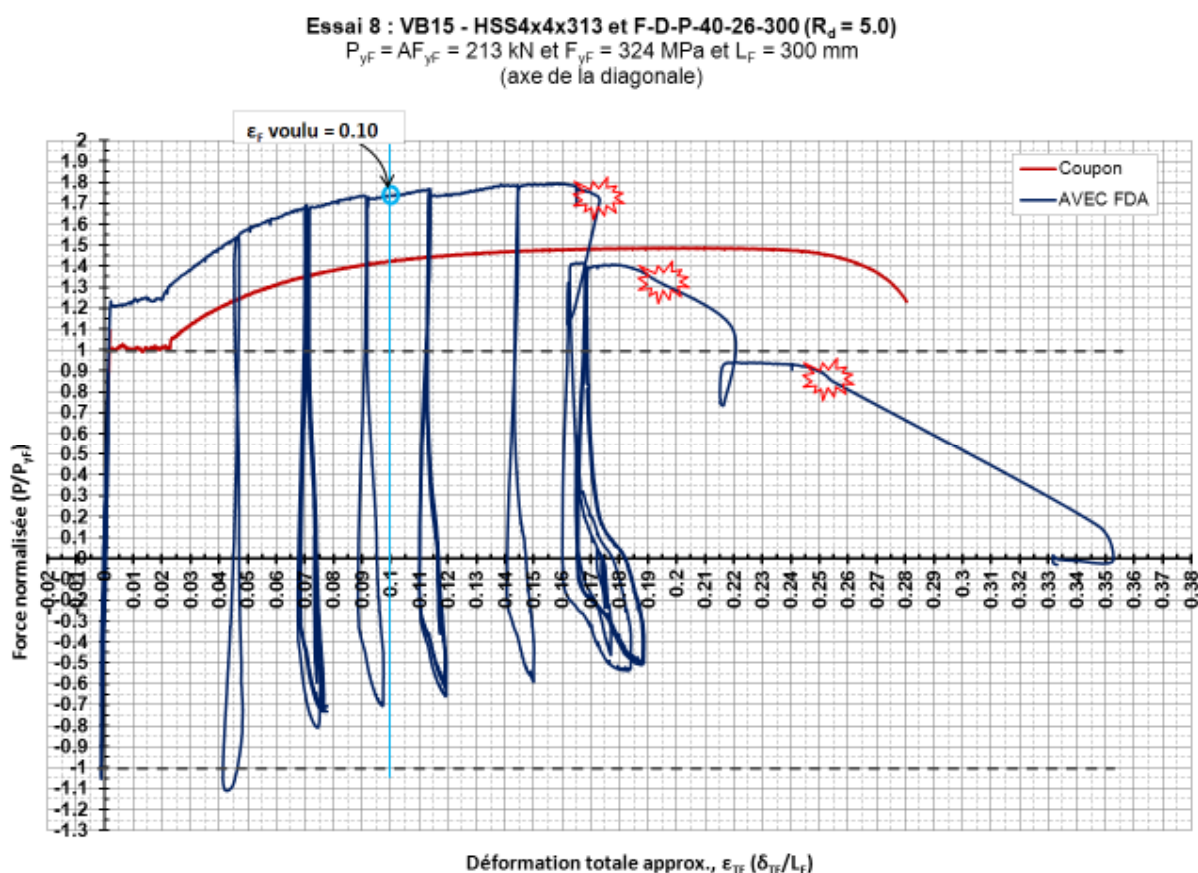


Figure 6.77: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300 et coupon C-B-P250

Durant l'essai, nous avons observé qu'à chaque flambement de la diagonale, l'un des deux segments de la diagonale se désalignait légèrement avec l'axe de l'autre segment. De plus, nous avons observé une déformation hors-plan de la boîte de confinement, d'un côté de la diagonale (côté concave du flambement), et un espacement entre la boîte et le FDA, de l'autre côté de la

diagonale (côté convexe du flambement). La Figure 6.78 montre la déformation de la boîte de confinement ainsi que l'espacement créé. La ligne arquée indique le sens de flambement de la diagonale. Nous expliquons le phénomène de la manière suivante : à mesure que l'effort de compression augmente dans la diagonale, celle-ci flambe dans la direction hors-plan de même qu'elle comprime le FDA. En poussant (compression) sur le FDA, l'un des deux segments de la diagonale tend à vouloir se déplacer (désalignement) légèrement de côté, venant ainsi prendre appui sur la paroi de la boîte du côté concave. Par conséquent, un des fusibles se bute sur la paroi du confinement et exerce une pression qui fait déformer la paroi, alors que de l'autre côté, un espacement se crée entre le fusible et la paroi du confinement. Ceci indique donc que l'assemblage fusible-boîte ne permet pas de recréer à 100% l'intégrité de la diagonale (milieu continu).

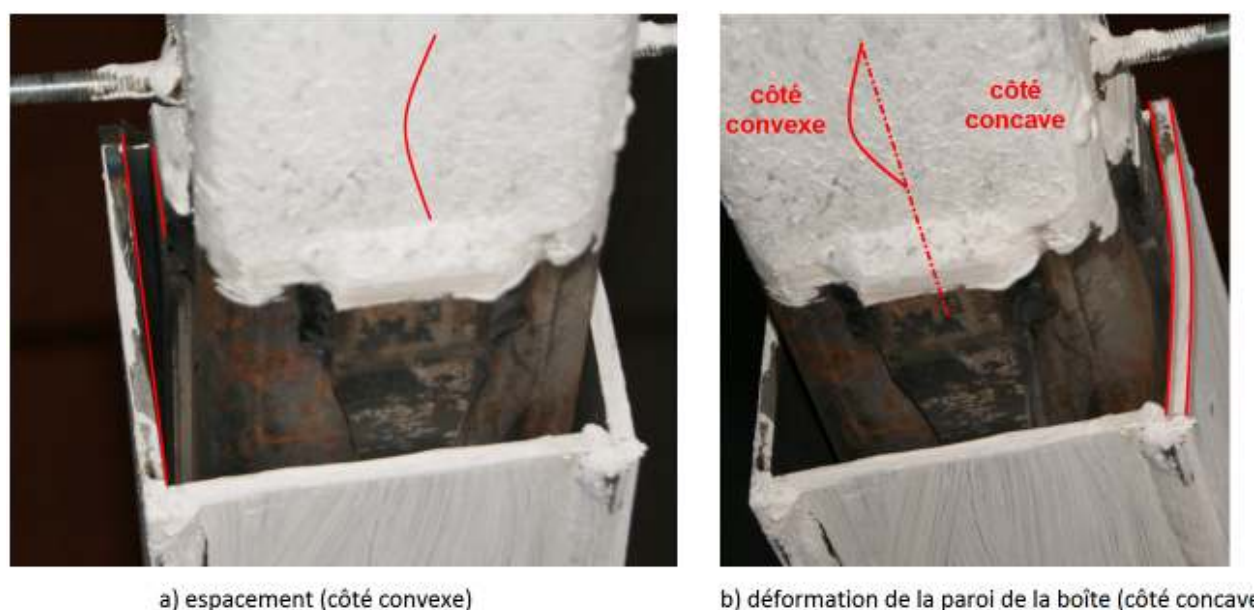


Figure 6.78: Déformation d'une des parois de la boîte, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300

Ce comportement suggère qu'il faut des parois épaisses pour la boîte de confinement, ceci afin d'empêcher ces déformations de se produire. À noter que ce phénomène n'a pas été observé avec les FDA faits de cornières. Enfin, une fois l'essai complété, nous avons retiré la boîte de confinement pour voir le FDA. La Figure 6.79 montre la rupture des fusibles à la fin de l'essai.



Figure 6.79: Rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300

6.2.6.2 HSS 4x4x0.313 avec F-D-P-40-26-500 ($R_d = 5.0$)

Le FDA est identique au spécimen précédent, sauf pour la longueur L_F qui est de 500 mm dans ce cas-ci. Cette longueur permet d'obtenir un élanement hors-plan plus élevé, soit 17.7. La longueur $L_{F,mes}$ était de 698 mm.

Cette seconde diagonale avec FDA fait de fusibles découpés dans une plaque d'acier a résisté à tout le protocole de chargement, sans rupture d'un fusible, ni voilement local de la diagonale. Une fois le protocole terminé, nous avons imposé des cycles supplémentaires de plus fortes amplitudes de déplacement jusqu'à la rupture du FDA. Pour ce faire, nous avons ajouté quatre cycles additionnels au protocole original : 2 cycles de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$ et 2 cycles de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$. La diagonale a complété les deux premiers cycles de $+1.5 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$ d'amplitude. Pendant l'ascension du premier pic de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$, un premier fusible a cédé en traction à 0.21 mm/mm de déformation totale. Comme l'amplitude de déplacement maximale n'était toujours pas atteinte, le chargement a continué jusqu'à $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$. Une fois atteint, le déplacement s'est inversé et le cadre a été déplacé jusqu'à $-2.0 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$. Ainsi, les trois fusibles restants ont complété le premier cycle de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$. Pendant l'ascension du second pic $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$, un second fusible a cédé en traction à 0.235 mm/mm de déformation. Le chargement en traction a continué et les

deux derniers fusibles ont cédé un à la suite de l'autre, à une déformation de 0.294 mm/mm et 0.323 mm/mm, respectivement. Ainsi, le fusible complet a cédé avant d'atteindre le second pic de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d$.

La Figure 6.80 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500, en comparaison avec la diagonale HSS4x4x0.313 sans FDA. Pour ce spécimen, le FDA a permis de réduire la capacité en traction de la diagonale d'un peu plus de 70%. Comme pour les autres spécimens, la résistance au flambement a été réduite par la présence du FDA.

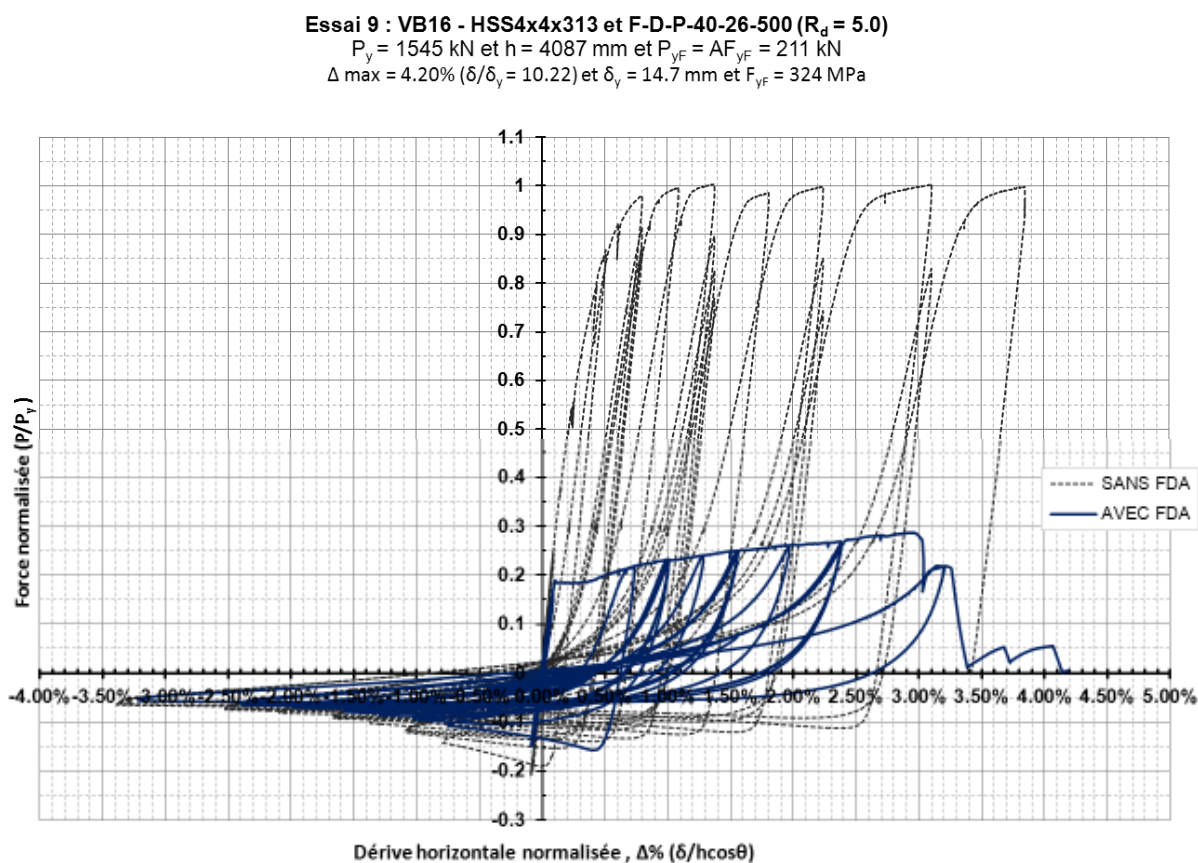


Figure 6.80: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500

La Figure 6.81 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-P-40-26-500 qui a été introduit dans la diagonale HSS4x4x0.313. L'effort axial enregistré et

l'allongement du FDA ont été normalisés par : $P_{yF} = 211 \text{ kN}$ et $L_F = 500 \text{ mm}$, respectivement. Tout d'abord, on voit que ce FDA de 500 mm de longueur de fusible (L_F) s'est allongé davantage que le FDA précédent de 300 mm de longueur. Pour le FDA précédent, la rupture du premier fusible s'est produite à 0.173 mm/mm de déformation alors que pour celui-ci, la rupture du premier fusible s'est produite à 0.21 mm/mm, soit 21% de plus en déformation. Ensuite, on remarque que la courbe $P-\varepsilon_{TF}$ du FDA est beaucoup plus élevée que celle du coupon. L'effort de plastification mesuré P_{yF} était de 284 kN, soit 73 kN de plus que la valeur théorique de 211 kN. Cette différence représente un écart de plus de 35% entre la valeur mesurée et la valeur théorique. De plus, cette différence est beaucoup plus importante que celle du spécimen précédent, qui était de 47 kN. Maintenant, si on compare la valeur mesurée de P_{yF} avec celle du FDA précédent (les deux FDA étaient identiques sauf pour la longueur des cales), la différence est de 24 kN, soit 9% de plus pour ce spécimen.

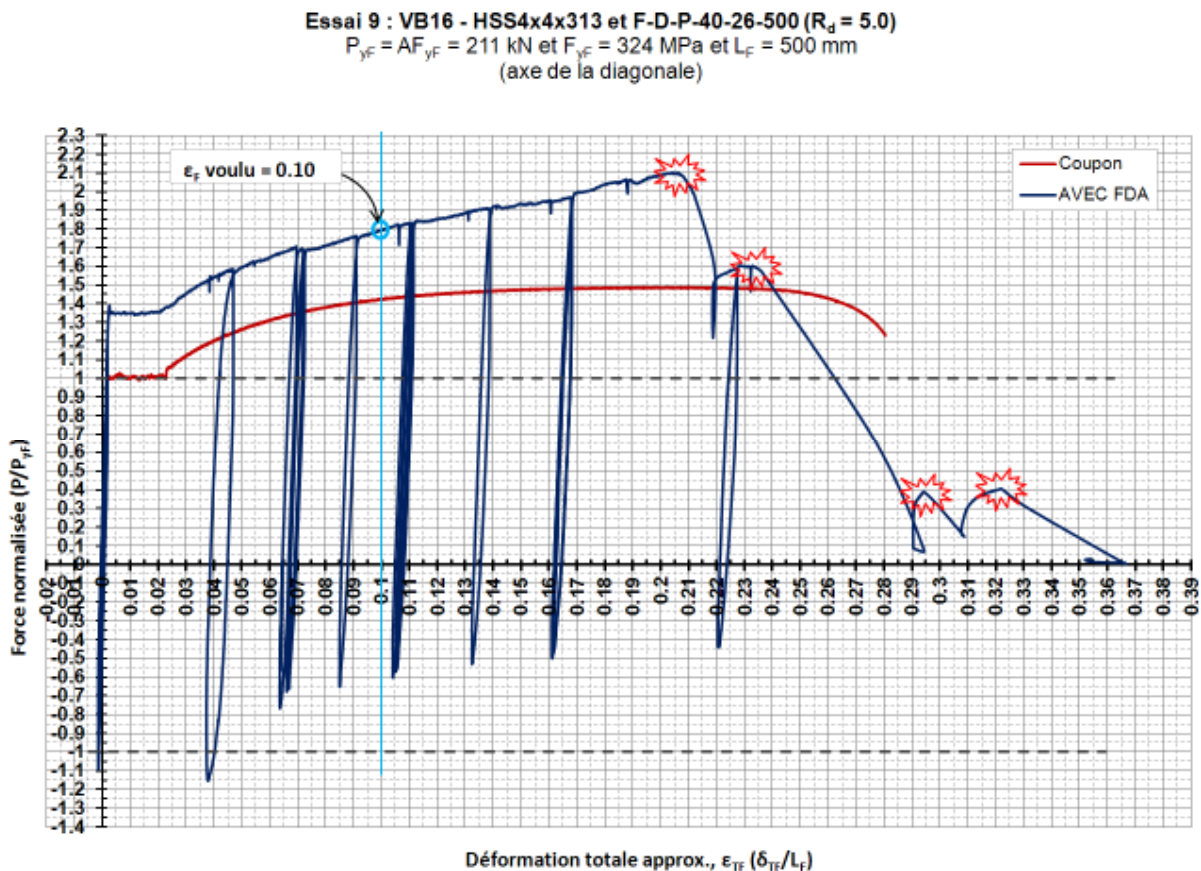


Figure 6.81: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500 et coupon C-B-P250

Durant l'essai, on a observé la même déformation hors-plan de la paroi de la boîte de confinement que dans le spécimen précédent. Par contre, cette déformation était beaucoup moins grande que celle observée sur le spécimen précédent. Également, vers la fin de l'essai, c'est-à-dire pendant les cycles additionnels imposés pour casser le FDA, les soudures d'assemblage des parois de la boîte de confinement ont cédé, comme en témoigne la Figure 6.82. Comme on peut le voir, la rupture de ces soudures a causé une déformation en flexion du FDA. La Figure 6.83 montre la rupture des fusibles à la fin de l'essai. On remarque que les fusibles affichent une déformation en-plan, due à la rupture des soudures d'attache de la boîte, montrée précédemment.

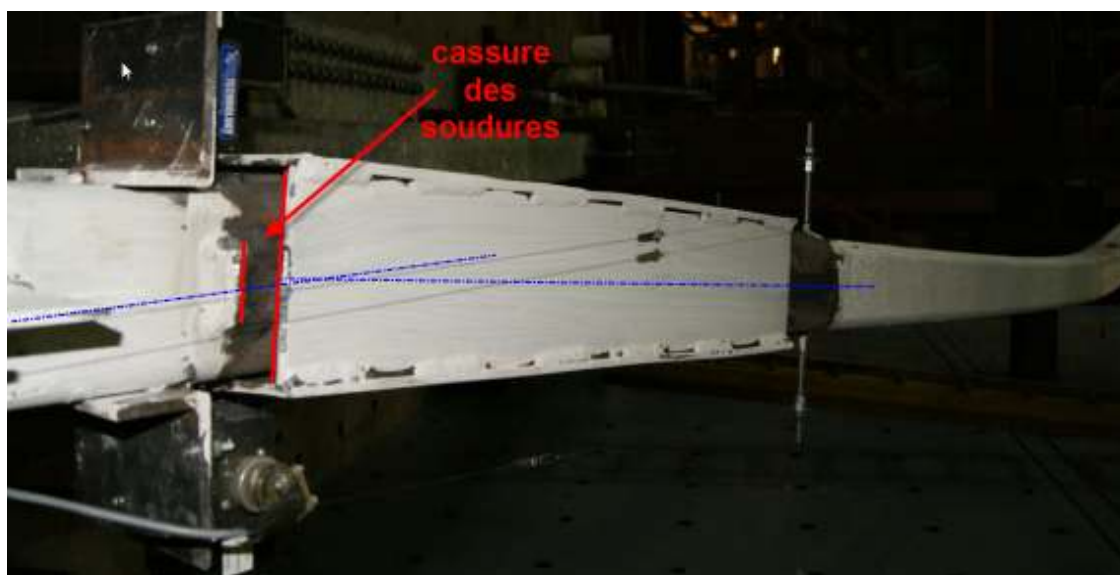


Figure 6.82: Rupture des soudures d'attache de la boîte, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500



a) Rupture du FDA



b) Déformation en-plan du FDA

Figure 6.83: Rupture (a) et déformation en-plan (b) du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500

6.2.6.3 HSS 5x5x0.313 avec F-D-80-50-300 ($R_d = 4.0$)

Cette troisième diagonale avec FDA fait de fusibles découpés dans des plaques d'acier a été conçue avec un facteur $R_d = 4.0$. La longueur $L_{F,mes}$ était de 563 mm. Dans ce spécimen, afin d'avoir un élancement en-plan proche de 15, soit 14.86 plus précisément, aucune cale de stabilité n'a été ajoutée au FDA.

La diagonale a résisté à tout le protocole de chargement, sans rupture d'un fusible et ni voilement local de la diagonale. Une fois le protocole terminé, nous avons imposé des cycles supplémentaires de plus fortes amplitudes à la diagonale. Quatre cycles ont été ajoutés au protocole original : 2 cycles de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$ et 2 cycles de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$. Dès le premier cycle additionnel, soit pendant le déplacement de $-1.5 \beta R_o R_d \Delta_f$, le voilement local s'est produit dans la rotule s'étant formée à mi-longueur de la diagonale, ce qui laisse croire qu'à la fin du protocole de chargement régulier, la diagonale devait avoir déjà un peu voilé, mais de manière non significative. Le voilement local n'a pas empêché la diagonale de compléter les deux cycles additionnels de $\pm 1.5 \cdot \beta R_o R_d$. Pendant l'ascension du premier pic de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$, la diagonale a débuté à se fissurer au même endroit que le voilement local. Par contre, le début de fissuration n'a pas empêché la diagonale de compléter tout le premier cycle de $\pm 2.0 \cdot \beta R_o R_d$ d'amplitude. Pendant l'ascension du second pic de $+2.0 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$, la diagonale a cédé en traction à mi-longueur. Ainsi, aucun des quatre fusibles du FDA n'a cassé durant tout l'essai complet. Enfin, aucune déformation significative de la boîte de confinement n'a été observée pendant l'essai.

La Figure 6.84 , on compare la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300 à celle de la diagonale HSS5x5x0.313 sans FDA. Comme on peut le voir, l'effort maximal, P_{max} , développé par le FDA représente seulement 40% de la résistance disponible de la diagonale. Ainsi, le FDA a réduit la capacité de la diagonale de plus de 60%. Par contre, comme pour les spécimens précédents, on note une réduction de la résistance au flambement de la diagonale, occasionnée par la présence du FDA dans la diagonale.

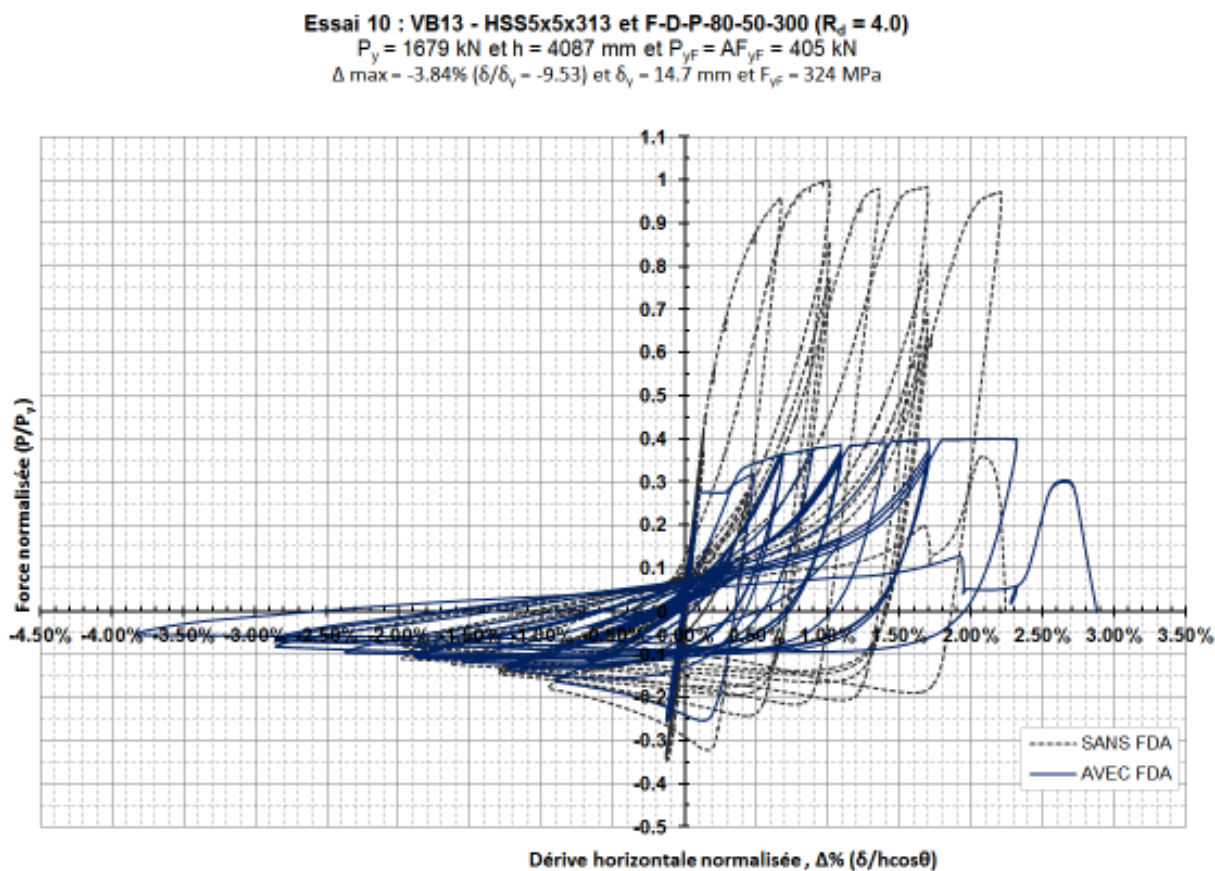


Figure 6.84: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300

La Figure 6.85 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-P-80-50-300, introduit dans la diagonale HSS5x5x0.313. L'effort enregistré ainsi que l'allongement total du FDA ont été normalisés avec : $P_{yF} = 405$ kN et $L_F = 300$ mm, respectivement. Tout d'abord, on voit que le FDA a largement dépassé la valeur de déformation ultime du coupon, soit 0.20 mm/mm. La déformation totale maximale atteinte du FDA pendant l'essai était de 0.245 mm/mm (déformation totale approximative). Comme aucun fusible n'a cédé avant la rupture de la diagonale, la courbe semble présager que le FDA pouvait se déformer davantage. Ensuite, comme pour tous les spécimens précédents, on remarque que la courbe $P-\epsilon_{TF}$ du FDA est plus élevée que celle du coupon. Par contre, dans l'ensemble, l'allure de la courbe mesurée s'apparente plus à celle du coupon, comparativement aux deux spécimens précédents, qui ont affiché une plus grande disparité avec la courbe du coupon. L'effort mesuré de plastification P_{yF}

était de 462 kN, soit 57 kN de plus que la valeur théorique de 405 kN. Cette différence représente un écart de 14% entre la valeur mesurée et la valeur théorique.

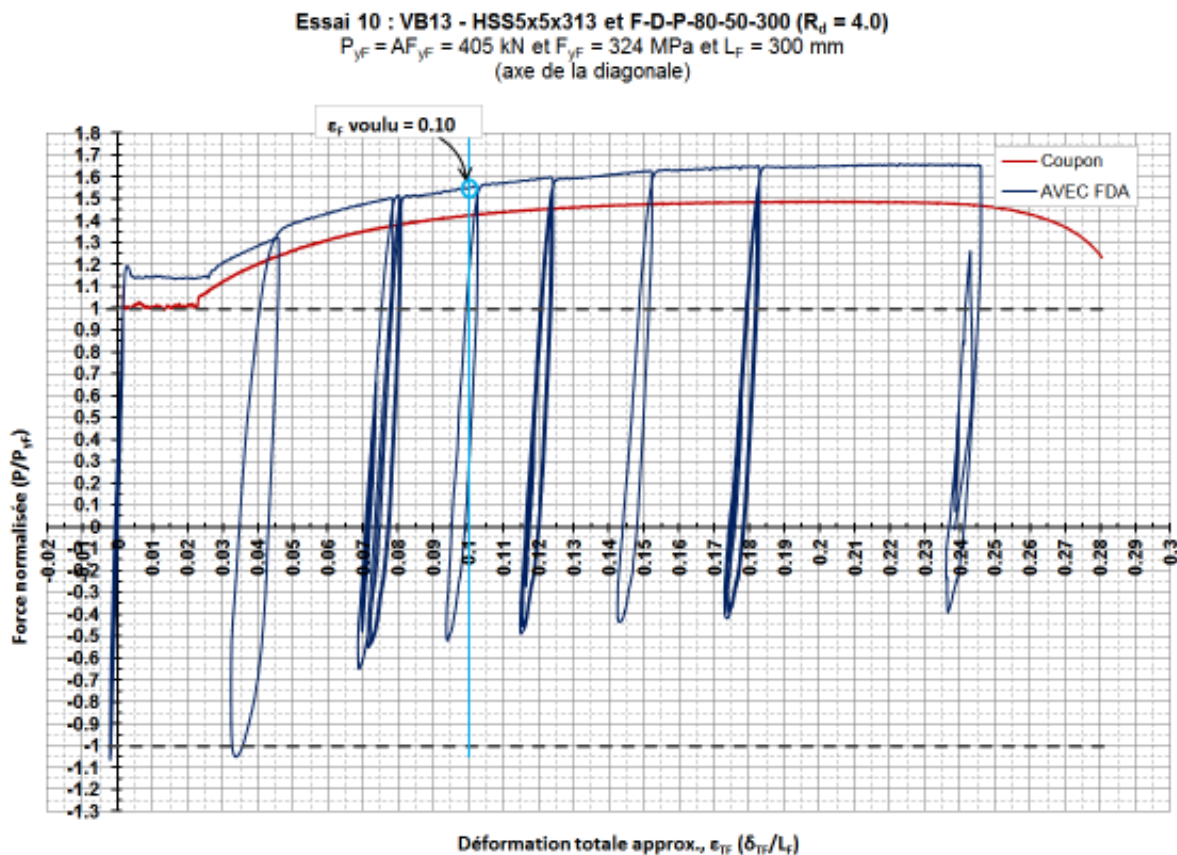


Figure 6.85: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300 et coupon C-B-P250

Après l'essai, nous avons retiré la boîte de confinement afin d'examiner les fusibles du FDA. Nous avons observé qu'un des fusibles présentait des signes de flambement selon un mode supérieur. En effet, le fusible qui était sur le côté concave du flambement de la diagonale était ondulé sur sa longueur, tel que montré à la Figure 6.86. Mentionnons que ce comportement ne se produit pas avec les FDA faits de cornières. Par ailleurs, ceci témoigne de l'importance du confinement dans l'intégrité du système : il prévient le flambement hors-plan des fusibles vers l'extérieur de se produire.



Figure 6.86: Flambement de mode supérieur d'un des fusibles, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300

Enfin, mentionnons que dans tous les essais, sauf le premier sans FDA (HSS6x6x0.313), les rotules plastiques se sont toujours produites aux endroits voulus, c'est-à-dire dans les plaques de transfert de la diagonale ainsi qu'à la mi-longueur de la diagonale, telles que montrées à la Figure 6.87.

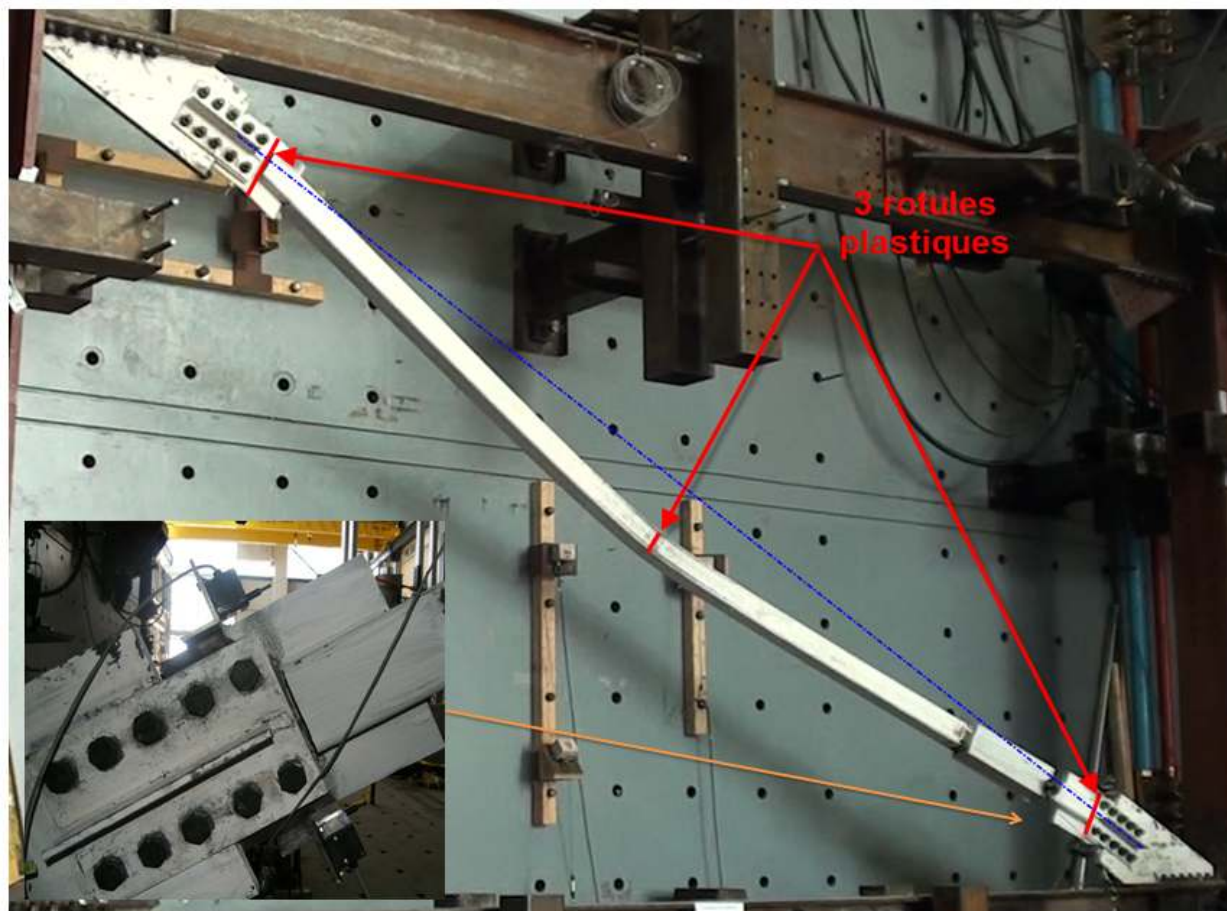


Figure 6.87: Rotules plastiques, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300

6.2.6.4 HSS 5x5x0.313 avec F-D-80-50-500 ($R_d = 4.0$)

Le FDA est identique au précédent, sauf pour la longueur L_F qui est de 500 mm dans ce cas-ci. Contrairement à la diagonale précédente, des cales de stabilité de 225 mm ont été ajoutées afin d'obtenir un faible élanement en-plan (= 7.3) et ainsi imposer un élanement hors-plan plus important, soit 17.7 dans ce cas-ci. La longueur $L_{F,mes}$ était de 762 mm.

Cette quatrième diagonale a supporté tout le protocole de chargement, sans rupture d'un fusible. Par contre, au contraire de la diagonale précédente, le voilement local de la diagonale s'est produit au cycle de $-1.25 \cdot \beta R_o R_d \Delta_f$ dans la seconde période de fortes intensités. Une fois le protocole régulier terminé, la diagonale affichait déjà des signes de fissuration dans les congés du

tube, dans la rotule plastique à mi-longueur de la diagonale. Ainsi, à la fin du protocole régulier, nous n'avons pas imposé de cycles de déplacement additionnels. Nous avons plutôt déplacé le cadre jusqu'à la rupture en traction de la diagonale.

Également, nous avons observé une déformation plus significative de la boîte de confinement, lorsque comparé à la déformation de l'essai précédent. Ainsi, le segment le plus long de la diagonale se désaxait légèrement par rapport au segment le plus court ainsi qu'au FDA, et ce à chaque cycle de flambement de la diagonale. La Figure 6.88 témoigne de ce désaxement.



Figure 6.88: Désaxement de la diagonale, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500

On compare à la Figure 6.89 les courbes d'hystérésis de la diagonale HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500, et de la diagonale HSS5x5x0.313 sans FDA. Comme pour le spécimen précédent, l'effort maximal développé par le FDA représente seulement 40% de la résistance disponible de la diagonale. Ainsi, le FDA a réduit la capacité de la diagonale de plus de 60%. D'ailleurs, il est normal d'obtenir un résultat similaire au FDA précédent car ceux-ci sont identiques (même A_F), sauf pour la longueur L_F .

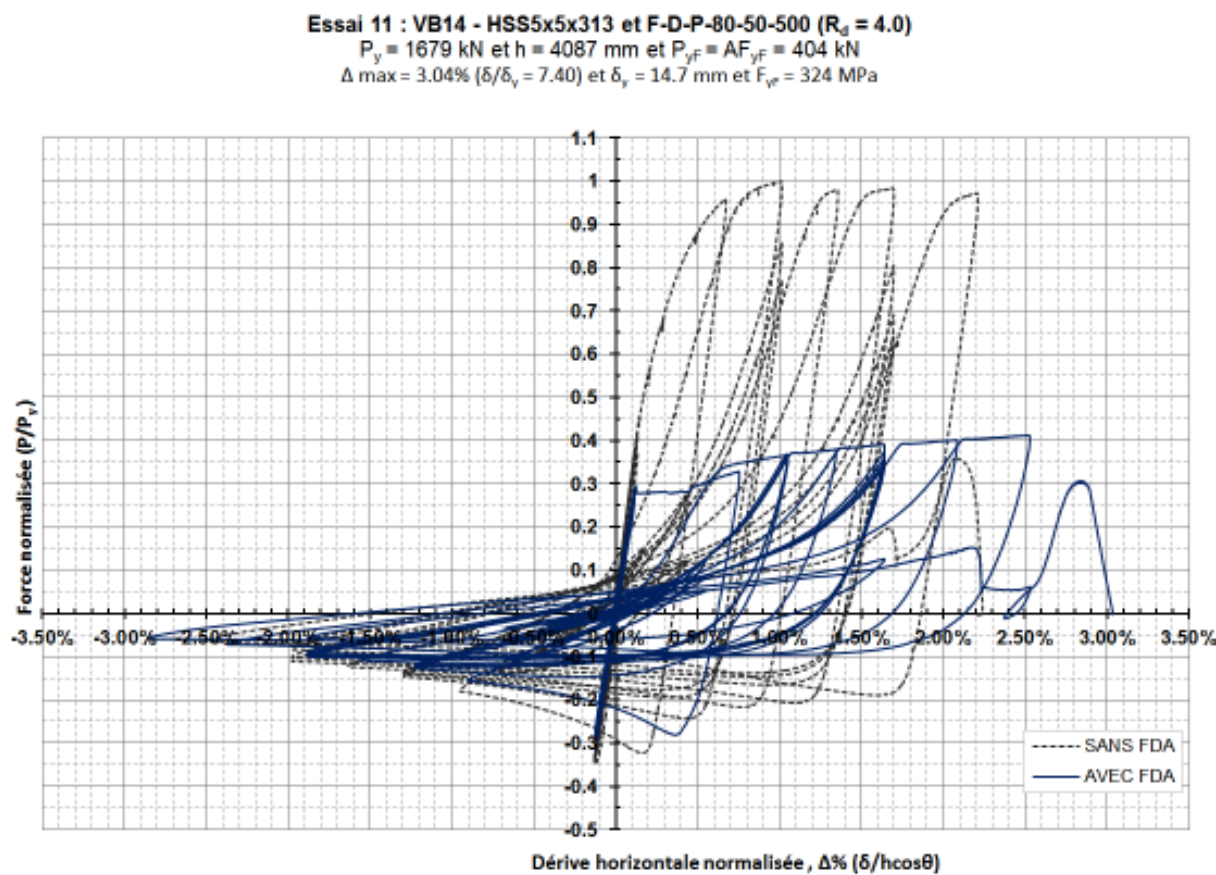


Figure 6.89: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500

La Figure 6.90 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-P-80-50-500 qui a été introduit dans la diagonale HSS5x5x0.313. L'effort enregistré ainsi que l'allongement total du FDA ont été normalisés par : $P_{yF} = 404$ kN et $L_F = 500$ mm, respectivement. Tout d'abord, on voit que la rupture de la diagonale s'est produite à une déformation totale approximative du FDA de 0.16 mm/mm. Ensuite, comme pour les spécimens précédents, on remarque que la courbe $P-\epsilon_{TF}$ du FDA est plus élevée que celle du coupon. Par contre, dans l'ensemble, l'allure de la courbe obtenue s'apparente à celle du coupon. L'effort mesuré de plastification du FDA était de 469 kN, ce qui représente une différence de 65 kN (16%) entre l'effort mesuré et l'effort théorique ($= A_F \cdot F_{yF}$) de 404 kN. Par ailleurs, mentionnons que la valeur de l'effort de plastification de ce FDA est similaire à celui du spécimen précédent ($P_{yF} = 462$ kN). Enfin, la Figure 6.91 montre la rupture de la diagonale à la fin de l'essai.

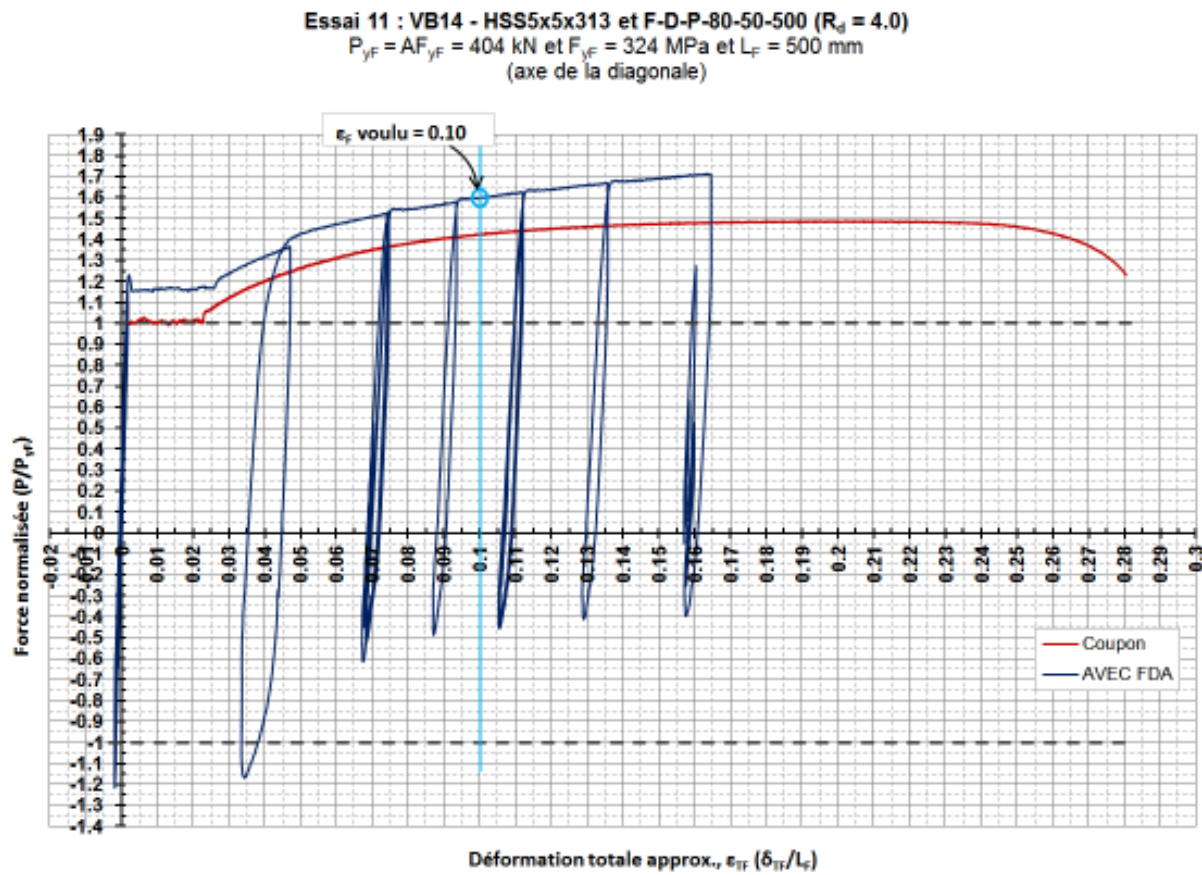


Figure 6.90: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500 et coupon C-B-P250

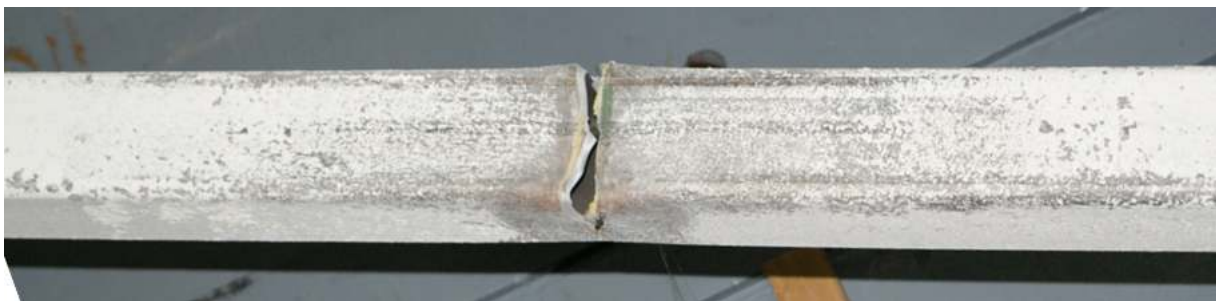


Figure 6.91: Rupture de la diagonale, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500

6.2.6.5 HSS 6x6x0.313 avec F-D-P-74-46-500 ($R_d = 3.0$)

Cette dernière diagonale avec FDA fait de plaques découpées a été conçue avec un facteur R_d de 3.0. Au contraire des quatre FDA précédents, les fusibles ont été découpés dans la plaque de 7.94 mm d'épaisseur. La longueur $L_{F,mes}$ était de 783 mm.

Cette fois, la diagonale n'a pas pu supporter tout le protocole de chargement. En effet, la rupture de la diagonale s'est produite au début de la seconde période de fortes intensités, au déplacement de $+\beta R_o R_d \Delta_f$, soit six cycles plus loin que la même diagonale sans FDA. De plus, le voilement local de la diagonale s'est produit à $-0.5 \cdot (1+\beta) R_d R_o \Delta_f$, dans la première période de fortes intensités, soit deux cycles plus loin que la même diagonale sans FDA. Ainsi, l'ajout du FDA a permis de retarder le voilement local et la rupture de la diagonale. La Figure 6.92 montre le moment sur le protocole de chargement du spécimen où s'est produit le voilement (en bleu) et celui où le fusible a cédé (point rouge).

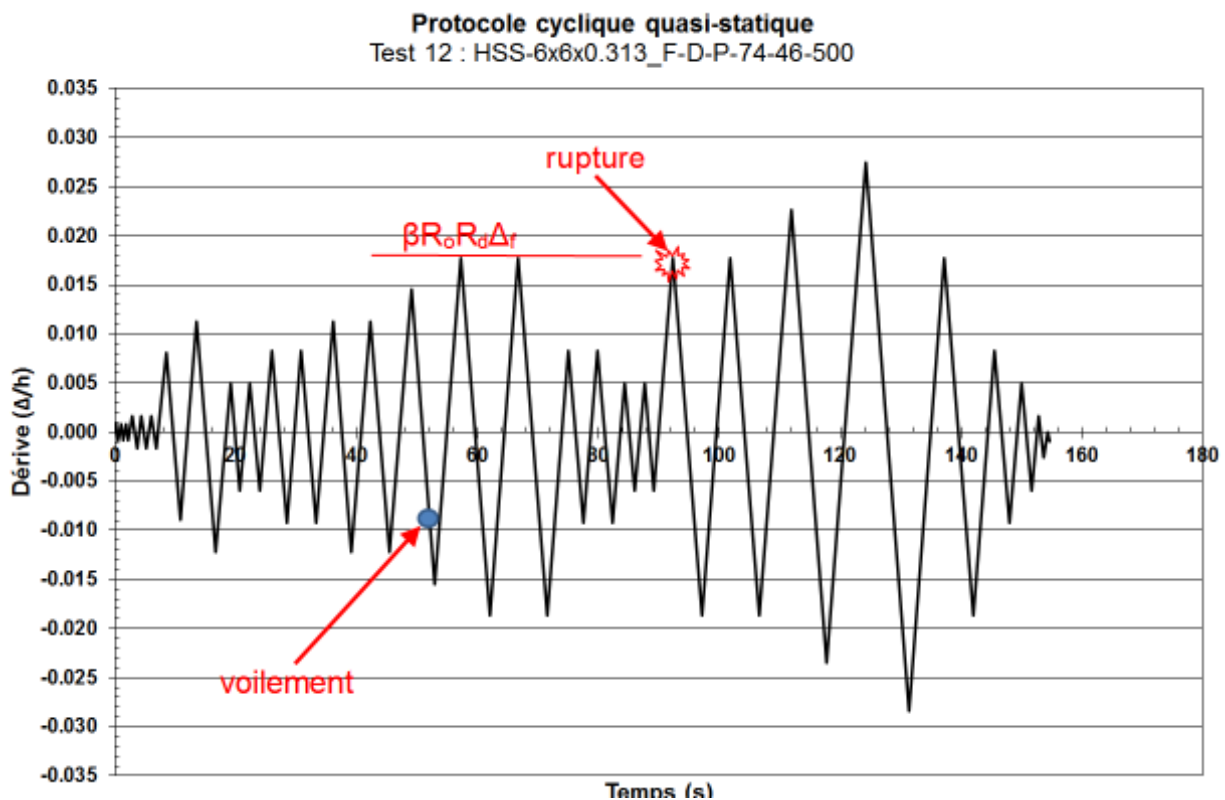


Figure 6.92: Protocole et point de rupture du FDA, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500

Durant cet essai, nous avons noté des déformations importantes de la paroi de la boîte de confinement située du côté concave du flambement de la diagonale. Du côté convexe, l'espacement a atteint plus de 7 mm (9/32^e de pouce). Comparativement aux quatre spécimens précédents, les déformations de la boîte de confinement étaient beaucoup plus grandes sur ce spécimen. La Figure 6.93 montre la déformation de la boîte de confinement ainsi que l'espacement créé.

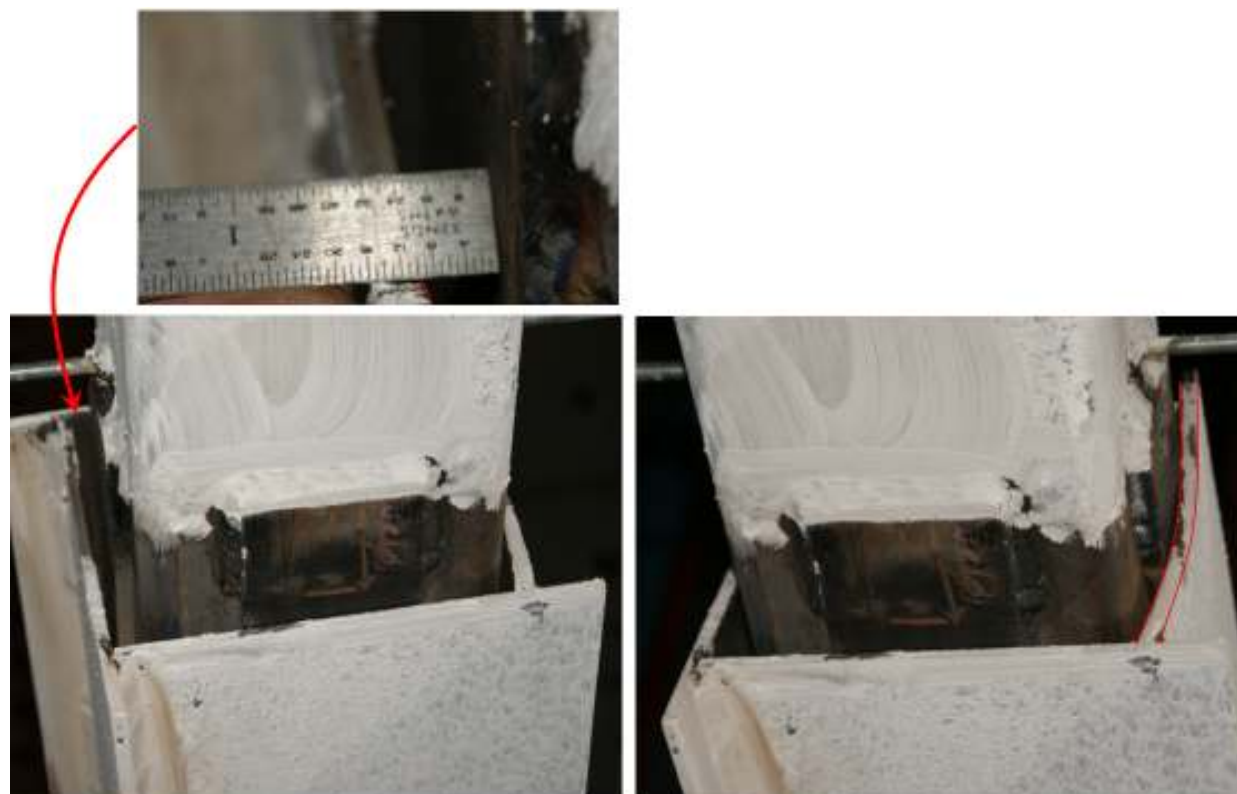


Figure 6.93: Déformation d'une des parois de la boîte, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500

La Figure 6.94 présente la courbe d'hystérésis de la diagonale HSS6x6x0.313_FDA F-D-P-74-46-500 en comparaison avec la diagonale HSS6x6x0.313 sans FDA. Comme on peut le voir, l'effort maximal développé par le FDA représente seulement environ 43% de la résistance disponible de la diagonale. Ainsi, le FDA a réduit la capacité de la diagonale de plus de 57%. De plus, contrairement à toutes les autres diagonales avec FDA testées précédemment (cornières et plaques), on note que la valeur au premier flambement est presque similaire celle de la diagonale sans FDA. Par contre, pour les autres cycles de flambement, la résistance est plus faible que celle

obtenue pour la diagonale sans FDA. De plus, on voit que la diagonale avec FDA a atteint une dérive en traction de plus de 1.8% de Δ/h avant de céder, surpassant ainsi celle obtenue pour la même diagonale sans FDA (1.2% de Δ/h). Ainsi, l'ajout du FDA dans la diagonale a augmenté la ductilité du contreventement de 50%.

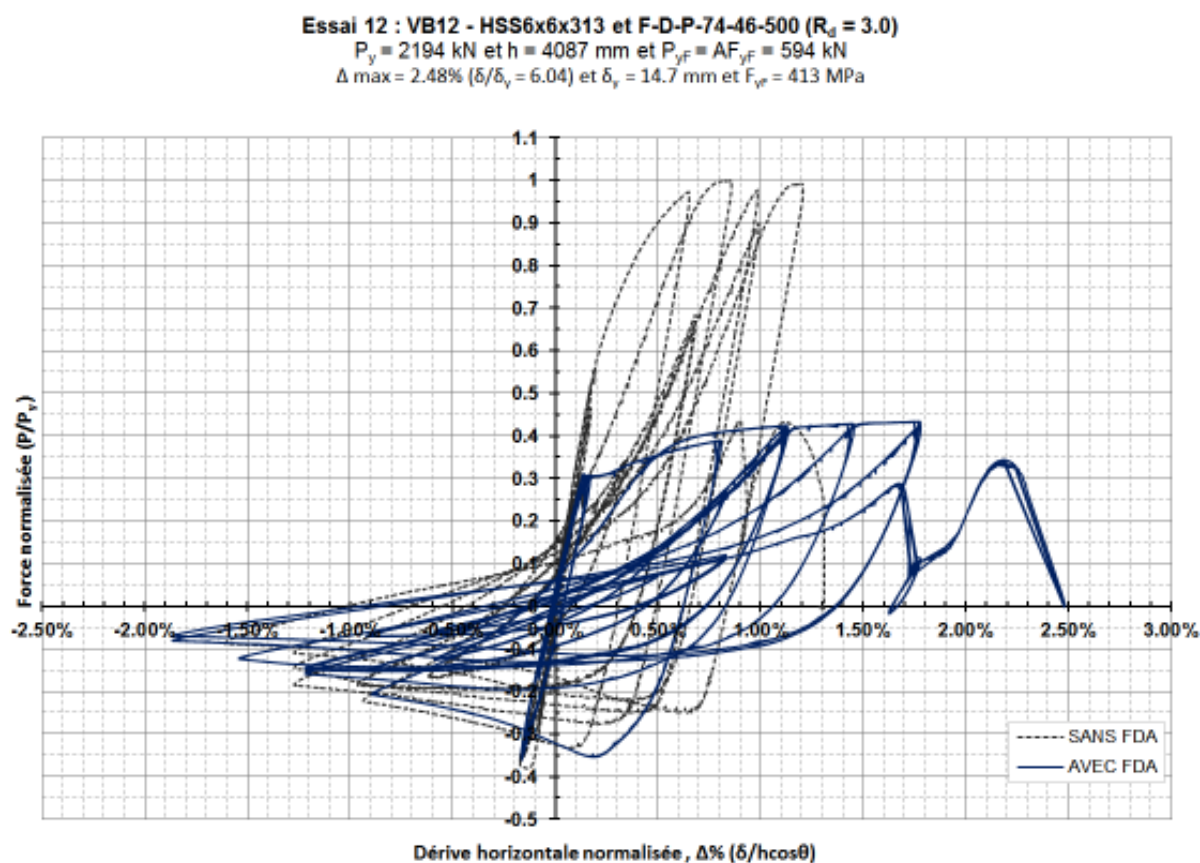


Figure 6.94: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500

La Figure 6.95 présente la courbe force-déformation totale (approximative) du FDA F-D-P-74-46-500 qui a été introduit dans la diagonale HSS6x6x0.313. L'effort enregistré ainsi que l'allongement du FDA ont été normalisés avec : $P_{yF} = 594$ kN et $L_F = 500$ mm, respectivement. Tout d'abord, on voit que la rupture de la diagonale s'est produite à une déformation totale approximative de 0.12 mm/mm dans le FDA, ce qui est seulement 0.02 mm/mm (20%) plus loin que la déformation maximale voulue de conception du FDA. Par contre, la diagonale a tout de même cédé au troisième pic de $+\beta R_d R_d \Delta_f$, ce qui implique qu'elle a accompli 2 cycles complets à

cette amplitude, alors que la même diagonale sans FDA a cédé avant même d'atteindre cette amplitude. Ainsi, comme l'essai le démontre, la rupture plastique de la diagonale est un état limite qui peut contrôler la capacité de déformation d'un contreventement avec FDA. Par contre, ce mode de rupture est normalement contrôlé dans la norme CSA S16-09 pour les contreventements sans FDA en limitant la ductilité ($R_d \leq 3$) et en imposant un élancement (KL/r) minimum de 70 pour les diagonales HSS. Par conséquent, cet aspect devrait être considéré également pour les contreventements avec FDA, surtout si l'on désire utiliser un $R_d > 3.0$.

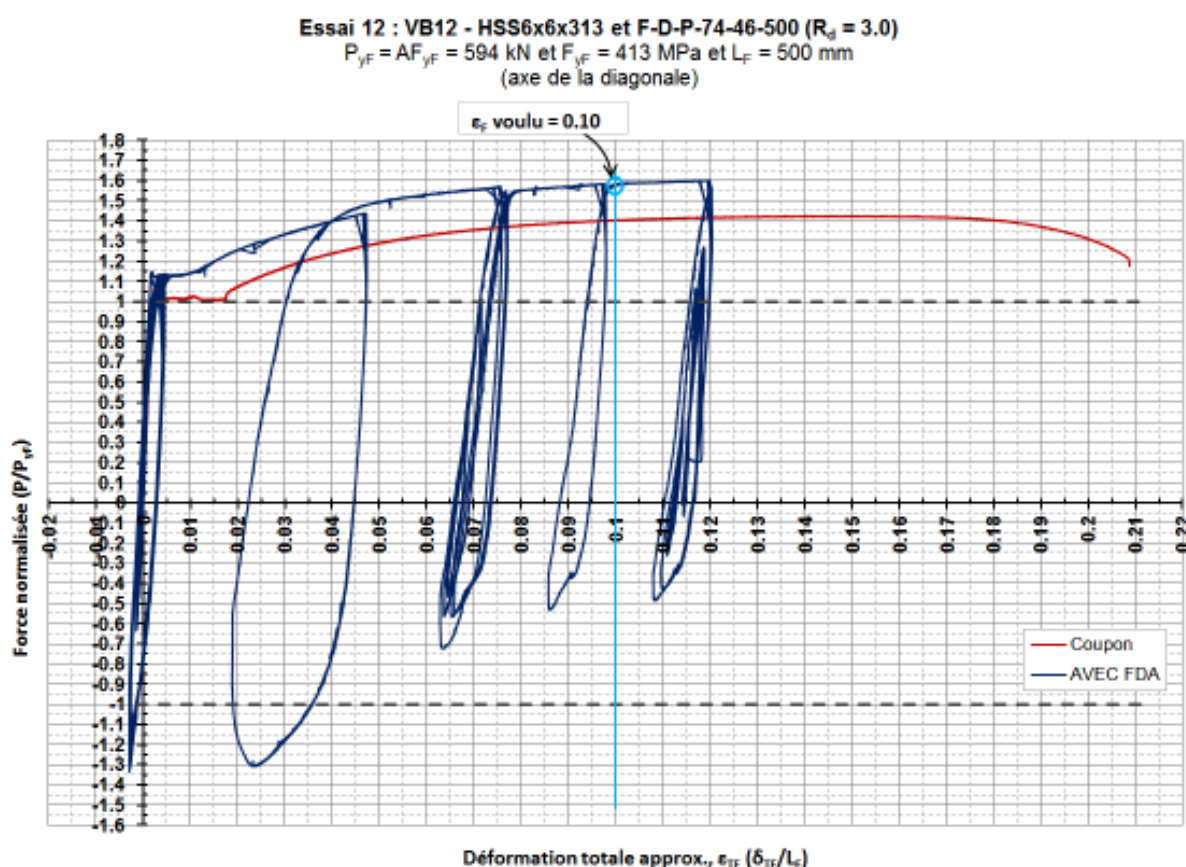


Figure 6.95: Courbe $P-\epsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500 et coupon C-B-P313

Ensuite, on remarque que la courbe $P-\epsilon_{TF}$ du FDA est plus élevée que celle du coupon. Par contre, dans l'ensemble, l'allure de la courbe mesurée s'apparente à celle du coupon. L'effort mesuré de plastification P_{yF} était de 672 kN, soit 78 kN (13%) de plus que la valeur théorique de

594 kN. Également, on note que cette fois-ci, le FDA s'est plastifié en compression. En effet, on voit que l'effort maximal atteint en compression est de $-1.30 \cdot P/P_{yF}$ (première boucle), ce qui correspond à la valeur de charge au premier flambement de la diagonale, soit -777 kN.

Après l'essai, nous avons retiré la boîte de confinement afin d'étudier les plaques du FDA. Tout comme pour la diagonale HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300, nous avons observé qu'un des fusibles présentait des signes de flambement selon un mode supérieur. En effet, le fusible situé sur la paroi du côté concave du flambement de la diagonale était ondulé sur sa longueur, tel que montré à la Figure 6.96.



Figure 6.96: Forme ondulée d'un des fusibles, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500

Par contre, l'étude de ce phénomène dépasse les objectifs du mémoire. Ainsi, pour le moment, aucune recommandation ne peut être apportée pour contrôler ce phénomène. Par conséquent, ce phénomène devra être étudié plus en profondeur dans les recherches ultérieures sur ce type de fusible. Par ailleurs, à noter que ce même phénomène est également observé sur le noyau des diagonales ductiles confinées (BRB) en acier.

À titre complémentaire, nous avons comparé les déformations hors-plan de ce spécimen avec les déformations hors-plan de la même diagonale sans FDA, afin de confirmer que l'ajout d'un FDA permet de retarder la rupture de la diagonale. La Figure 6.97 montre le déplacement hors-plan de la diagonale HSS 6x6x0.313 sans FDA, enregistré à la mi-longueur de la diagonale. L'abscisse correspond au déplacement hors-plan et l'ordonnée à la dérive horizontale imposée. La Figure 6.98 montre le même déplacement, mais pour la diagonale HSS 6x6x0.313 avec FDA. Si on considère une dérive de -1.5% (identifiée par le cercle rouge), on voit que le déplacement hors-plan est similaire pour les deux diagonales.

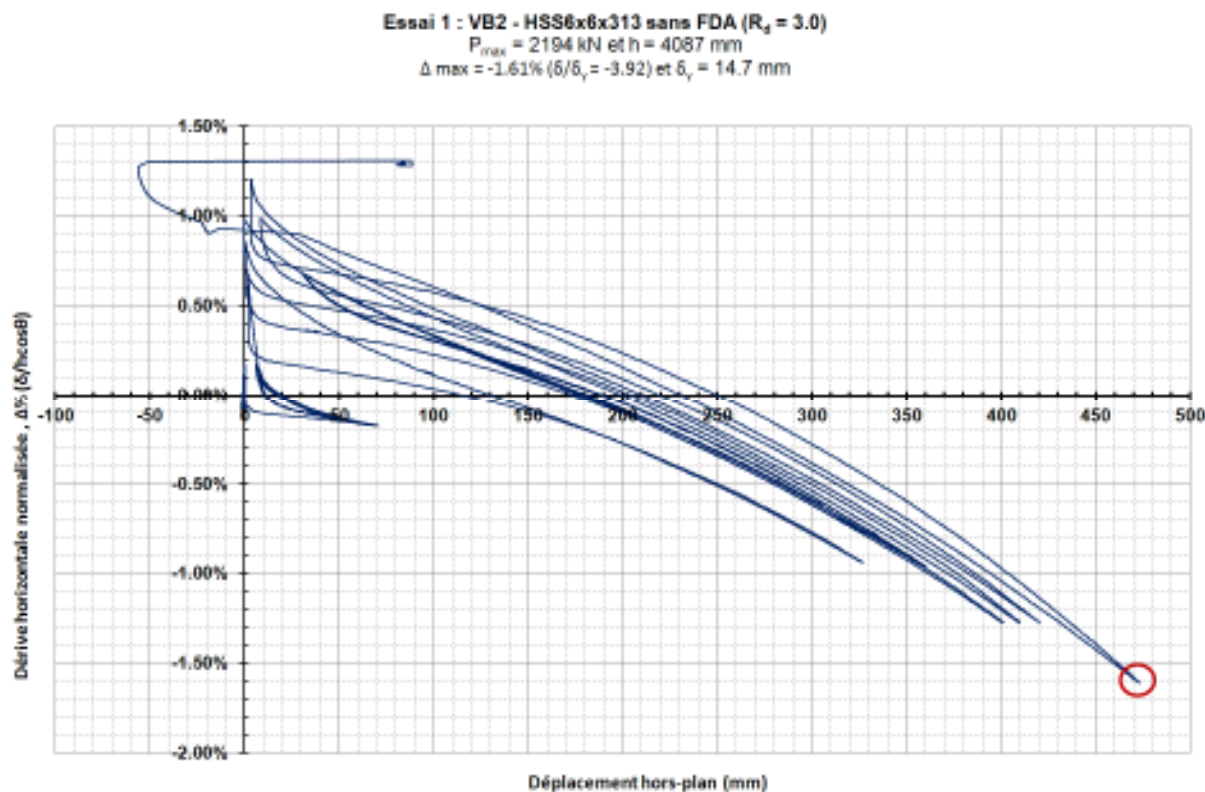


Figure 6.97: Déplacement hors-plan de la diagonale à la mi-longueur, HSS6x6x0.313 (sans FDA)

On voit que lorsqu'il n'y a pas de FDA, le centre de la diagonale revient à 0 mm, ce qui indique qu'à chaque cycle de flambement-plastification, la diagonale est ramenée droite lorsqu'elle est plastifiée, produisant ainsi d'importantes déformations inélastiques dans la rotule plastique formée à la mi-longueur de la diagonale. Dans la diagonale avec FDA, l'effet de l'action flambement-plastification de la diagonale est moins élevé. En effet, comme on le remarque, le centre de la diagonale ne revient jamais à 0 mm, car c'est le fusible qui se plastifie en traction et sa résistance est moindre que celle de la diagonale ($P_{y,HSS} > P_{yF}$). Ainsi, tout au long de l'essai, la diagonale n'est jamais ramenée droite et par conséquent reste arquée, soulageant en traction la rotule plastique formée à la mi-longueur de la diagonale.

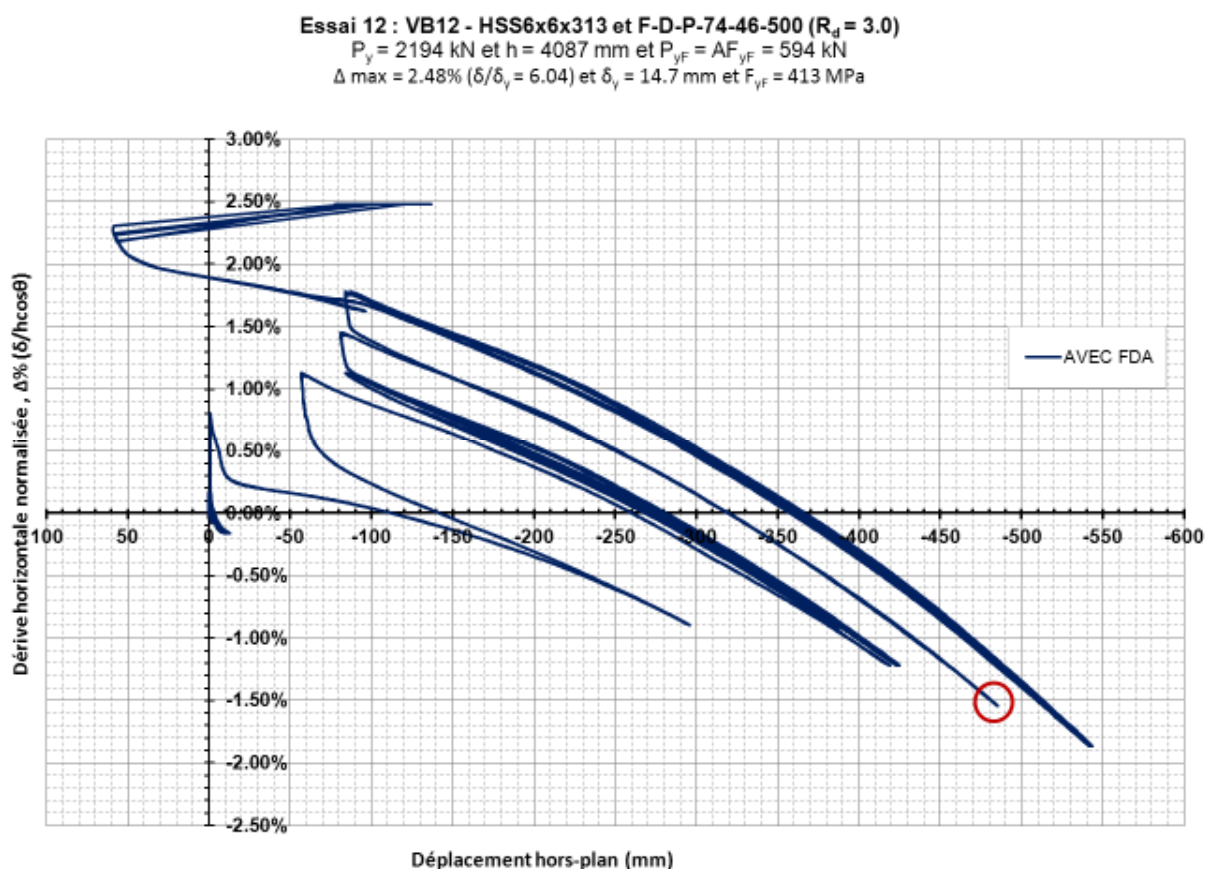


Figure 6.98: Déplacement hors-plan de la diagonale à la mi-longueur, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500

On confirme donc que l'ajout d'un FDA dans une diagonale permet de réduire la forte demande inélastique dans la rotule plastique formée à la mi-longueur de la diagonale. Par conséquent, cette réduction permet de retarder le voilement local de même que la rupture de la diagonale.

Le Tableau 6.18 présente les résultats des cinq essais avec FDA fait de plaques découpées et comparés avec les valeurs des essais sur les diagonales sans FDA. Le Tableau 6.19, quant à lui, présente les résultats des FDA des cinq diagonales.

Tableau 6.18: Résultats des cinq diagonales avec FDA fait de fusibles en plaque

Diagonale	Fusible (FDA)	sans FDA			avec FDA			P/P	C/C	C"/C"
		P _{max} obs	C obs	C" obs	P _{max} obs	C obs	C" obs			
		(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			
HSS4x4x0.313	F-D-P-40-26-300	1545	-294	-237	382	-236	-172	0.25	0.80	0.73
HSS 4x4x0.313	F-D-P-40-26-500	1545	-294	-237	443	-243	-162	0.29	0.83	0.68
HSS 5x5x0.313	F-D-P-80-50-300	1679	-541	-408	673	-426	-264	0.40	0.79	0.65
HSS 5x5x0.313	F-D-P-80-50-500	1679	-541	-408	692	-472	-249	0.41	0.87	0.61
HSS 6x6x0.313	F-D-P-74-46-500	2194	-836	-728	951	-777	-430	0.43	0.93	0.59

moyenne : 0.84 0.65

CV : 0.068 0.084

Tableau 6.19: Résultats des cinq diagonales avec FDA fait de fusibles en plaque

		avec FDA faits de 4 fusibles en plaque						Observé/théorique				
Diagonale	Fusible (FDA)	P _{max} obs	C obs	C'' obs	P _{yF}	P _{uF}	P _{yF} obs	P _{F,max} obs	P _{yF} /P _{yF}	P _{uF} /P _{uF}	diff. PyF	diff. PuF
—	—	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	—	—	(kN)	(kN)
HSS4x4x0.313	F-D-P-40-26-300	382	-236	-172	213	315	260	382	1.22	1.21	47	67
HSS 4x4x0.313	F-D-P-40-26-500	443	-243	-162	211	312	284	443	1.35	1.42	73	131
HSS 5x5x0.313	F-D-P-80-50-300	673	-426	-264	405	600	462	673	1.14	1.12	57	73
HSS 5x5x0.313	F-D-P-80-50-500	692	-472	-249	404	597	469	692	1.16	1.16	65	95
HSS 6x6x0.313	F-D-P-74-46-500	951	-777	-430	594	841	672	951	1.13	1.13	78	110

moyenne : 1.20 1.21 64.0 95.2

CV : 0.074 0.102 0.194 0.277

Tous les termes ont déjà été définis précédemment (voir Tableaux 6.14 et 6.15). Comme on peut le voir au Tableau 6.18, la présence d'un FDA dans la diagonale permet de réduire de manière

importante la résistance en traction. En effet, on voit que les efforts de traction développés par les systèmes diagonale-fusible testés s'étendent sur une plage de 0.25 à $0.43 \cdot P/P_{y,HSS}$, où $P_{y,HSS}$ est l'effort de traction maximal des diagonales sans FDA. Ainsi, l'ajout des FDA a permis de réduire les résistances en traction des diagonales de 57% à 75%, ce qui est considérable. Par contre, on remarque que le FDA conduit à une réduction des résistances développées au premier flambement et au second flambement de la diagonale, comme il avait été observé sur les diagonales avec FDA fait de cornières. Lorsque l'on compare les moyennes des rapports de C/C (premier flambement) et C^{II}/C^{II} (second flambement) des cinq essais avec celles des deux diagonales avec FDA fait de cornières sans défaut (Tableau 6.14), on voit que les valeurs sont similaires pour les deux rapports. Plus spécifiquement, pour les rapports C/C , la moyenne est de 0.84 pour les FDA en plaques, alors qu'elle est de 0.83 pour les FDA en cornières. Pour les rapports C^{II}/C^{II} , la moyenne est de 0.65 pour les FDA en plaques, alors qu'elle est de 0.64 pour les FDA en cornières. Une tendance semble donc exister : les deux réductions de charges semblent être constantes, peu importe le type de fusibles utilisés (cornières ou plaques). Ainsi, il a été observé que la présence d'un FDA dans la diagonale réduit de 84% la résistance en compression développée au premier flambement de la diagonale, et de 65% la résistance en compression au second flambement de la diagonale. Enfin, rappelons que Kassis (2008) avait également observé une réduction des résistances en compression des diagonales avec FDA.

Du Tableau 6.19, on peut voir qu'en moyenne, les valeurs mesurées de P_{yF} étaient de 20% supérieures à celles prédites (théorique) à l'aide des valeurs de F_{yc} des coupons de caractérisation, alors que pour les cornières, les valeurs mesurées étaient en moyenne 15% supérieures à celles prédites (théorique corrigée). Dans les cinq FDA testés, on a observé, en moyenne, un effort de plastification en traction 64 kN supérieur à la résistance prédite P_{yF} . Pour la résistance ultime, l'effort maximal développé par les FDA était en moyenne 95 kN au-dessus de la valeur prédite de P_{uF} , alors qu'il était de 49 kN pour les FDA faits de cornières. Lorsque l'on compare les rapports de P_{yF} et P_{uF} entre les deux types de fusibles, on remarque qu'ils sont plus élevés pour les FDA faits de plaques ($1.20 \cdot P_{yF}$ et $1.21 \cdot P_{uF}$) que pour les FDA faits de cornières ($1.15 \cdot P_{yF}$ et $1.11 \cdot P_{uF}$; F_{yc} et F_{uc} corrigés), ce qui est contraire à nos attentes. En effet, le but du remplacement des fusibles en cornière par des fusibles en plaque était pour éliminer les variations de résistance occasionnées par l'aire centrale plus résistante des cornières. Par contre, les essais montrent que

dans les deux cas, une force de friction significative se développe dans les FDA, entre le confinement et les fusibles, ce que ne laissent pas présager les essais sur les diagonales courtes (programme expérimental C). Et malheureusement, on voit que cette friction semble être plus importante dans les FDA faits de plaques que dans les FDA faits de cornières.

6.2.7 Conclusion

Ce chapitre présentait les essais qui ont été réalisés en laboratoire sur des fusibles (diagonales courtes) et sur des diagonales de grandeur réelle, sans et avec FDA. Plus précisément, le chapitre couvre les 28 essais des programmes expérimentaux C et D, réalisés sur les FDA faits de quatre cornières à section réduite et faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier.

Tout d'abord, 16 essais cycliques ont été réalisés sur des diagonales courtes afin de vérifier si les FDA peuvent subir un cycle de plastification en compression sans que la ductilité en tension soit réduite (programme expérimental C). Le premier essai a montré l'importance d'avoir des cordons de soudure continus pour assembler la boîte de confinement, ceci afin d'empêcher le flambement hors-plan d'une des quatre cornières. En effet, il a été observé que des soudures intermittentes trop éloignées ne peuvent empêcher le flambement hors-plan des fusibles de se produire. De plus, cet essai a montré l'importance que la boîte de confinement soit soudée au profilé HSS qu'à une seule de ses deux extrémités. Dans tous les essais sur diagonales courtes, les FDA ont développé une résistance à la plastification P_{yF} plus grande que celle prédite. En moyenne, une différence de 14 kN a été enregistrée, autant pour les FDA faits de cornières que pour les FDA faits de plaques. Nous croyons que cette hausse est attribuable à la friction entre la boîte de confinement et les fusibles. Également, les essais sur les diagonales courtes avec FDA fait de cornières ont montré que lorsqu'une des cornières flambe, la capacité de déformation en tension est grandement réduite. Par ailleurs, tous les essais ont clairement montré que la phase de rupture d'un FDA est beaucoup plus courte que celle du coupon de caractérisation de l'acier. Les essais ont aussi démontré que les FDA peuvent subir un cycle de plastification en compression, sans que leur ductilité en tension ne soit réduite. Par conséquent, les FDA peuvent être conçus pour une force en compression correspondant à la résistance au deuxième cycle de flambement de la diagonale.

Si le FDA s'est déjà plastifié en traction dans un cycle précédent, il pourra alors se plastifier en compression dans les cycles de chargement avant le premier flambement de la diagonale. Par contre, si plus d'un cycle de plastification en compression se produit, les essais ont clairement démontré que la ductilité disponible en tension était réduite. Enfin, les essais ont montré que les critères d'élancement local (b/t) et global (KL/r) proposés au chapitre 5 pour la conception des deux types de FDA étaient conservateurs.

Plus de 12 essais cycliques ont été réalisés dans un cadre à grande échelle sur des diagonales sans et avec FDA (programme expérimental D). Les essais consistaient à soumettre des diagonales sans et avec FDA à des déformations correspondant au tremblement de terre de conception. Les diagonales ont été conçues avec trois différentes valeurs du facteur de modification R_d : 3.0, 4.0, et 5.0. Les essais ont démontré que les rotules plastiques, ou charnières, peuvent se développer dans les plaques de transfert de la diagonale, comme anticipées au départ. Également, tous les FDA des diagonales ont atteint une résistance à la plastification plus grande que celle qui était prédite. Cette différence a été attribuée à la friction entre la boîte de confinement et les fusibles. En moyenne, nous avons observé une différence de 44 kN pour les FDA faits de cornières, et de 64 kN pour les FDA faits de plaques. Ainsi, cette friction semble être plus importante dans les fusibles en plaques que dans les fusibles en cornières. Dans les deux cas, la friction devrait être considérée dans le calcul de capacité basé sur la résistance des FDA. Ensuite, il a été observé que la présence d'un FDA fait réduire les valeurs de flambement de la diagonale. Une réduction moyenne de 16% a été observée pour la résistance au premier flambement, et 35% pour le second flambement. Il serait possible de tirer avantage de cette réduction dans la conception des FDA. Les essais ont aussi démontré le principal avantage des FDA : ils permettent de réduire de manière importante la résistance en traction des diagonales. Par ailleurs, pour les profilés élancés (b/t), les essais ont montré que l'introduction d'un FDA dans la diagonale permet de retarder le voilement local de la diagonale ainsi que sa rupture. Par contre, pour ces profilés, la rupture plastique de la diagonale est un état limite qui peut contrôler la capacité de déformation d'un contreventement avec FDA. Ainsi, il serait préférable de limiter les profilés HSS à des sections 127x127 maximum lorsqu'un facteur $R_d > 3.0$ est utilisé. Enfin, tel qu'il avait été observé par Kassis (2008), la présence de FDA ne permet pas de se déroger des critères d'élancement local (b/t) exigés pour les diagonales dans la norme canadienne CSA S16-09.

Trois FDA faits de cornières identiques ont été testés afin de voir l'effet d'un défaut de fabrication des cornières sur le comportement du système complet. Ainsi, un FDA sans défaut, un FDA avec un défaut sur une des quatre cornières, et un FDA avec un défaut sur une aile de chaque cornière ont été testés. Ces essais ont permis de conclure que la présence d'un défaut réduit de manière importante la capacité de déformation du FDA. Par ailleurs, pour le FDA avec un défaut sur une seule cornière, c'est le fusible avec le défaut qui a cédé en premier, alors que pour le FDA avec quatre défauts (un défaut sur chaque cornière), ce sont les quatre fusibles qui ont cédé en même temps, à la même valeur de déformation que celui avec un défaut sur une seule cornière. Les essais sur les diagonales avec des FDA faits de plaques ont montré que ce type de fusible semble moins rigide en flexion que les FDA faits de cornières, une fois le FDA allongé et comprimé. En effet, sur ce type de FDA, une déformation de l'une des parois de la boîte de confinement a été observée à quelques reprises, due au mouvement latéral de la diagonale; un désaxement entre les deux segments de la diagonale a été observé. Il est donc nécessaire d'avoir une boîte de confinement faite de plaques suffisamment épaisses pour limiter cette déformation. Également, toujours pour ce type de fusible, on a observé sur deux FDA des évidences de flambement selon un mode supérieur de la plaque, située du côté concave du flambement de la diagonale. Enfin, dans tous les cas, les deux types de FDA se sont avérés être efficaces et très ductiles. La déformation adoptée lors de la conception (0.10 mm/mm) a été largement dépassée, peu importe le facteur R_d . Ainsi, un SRFS avec FDA pourrait être conçu pour un facteur de modification R_d supérieur à 3.0.

CONCLUSION

Les recherches antérieures ont démontré que les fusibles ductiles en acier, appelés FDA dans le mémoire, sont des systèmes simples permettant de réduire de manière importante la résistance en traction des diagonales des contreventements concentriques conçus pour un facteur $R_d = 3.0$ (type MD), pour les bâtiments d'un étage. Cela permet de réduire les efforts imposés aux assemblages des diagonales et aux autres éléments du système de résistance aux charges latérales de la structure, SRFS, permettant ainsi des économies appréciables. Le fusible étudié est fait de quatre cornières à section réduite se plastifiant uniquement en traction. Par contre, l'information disponible à ce jour n'est pas suffisante pour permettre leur application dans la pratique. La présente recherche avait pour objectif de parachever les études entreprises par Kassis (2008) sur des FDA faits de quatre cornières à section réduite et de développer des règles de conception et de fabrication pour ces FDA. Le cadre expérimental a été séparé en cinq programmes expérimentaux : programme A sur l'effet des défauts de fabrication; programme B sur la variabilité des propriétés mécaniques au sein d'une cornière; programme C comprenant les essais cycliques sur diagonales courtes avec FDA faits de cornières et FDA faits de plaques; programme D comprenant les essais cycliques de diagonales de pleine grandeur, avec et sans FDA; et programme E sur l'influence de la méthode de coupe utilisée pour fabriquer les fusibles et sur leurs propriétés mécaniques de l'acier.

Au chapitre 2, nous avons présenté l'historique des recherches réalisées sur les fusibles, dont les travaux de Kassis (2008) sur les FDA faits de quatre cornières. Ensuite, au chapitre 3, nous avons présenté les résultats des essais de traction de tous les coupons de caractérisation des profilés utilisés dans cette recherche. Les valeurs mesurées ont été comparées avec les valeurs provenant des rapports des aciéries (« Mill Test Reports »). On a démontré que les valeurs reportées dans ces rapports étaient plus élevées que celles mesurées, ce qui a permis de conclure qu'on ne pouvait baser une conception des FDA à partir uniquement des valeurs de ces rapports. Les essais de caractérisation ont été réalisés sur des coupons de 200 mm de longueur de référence et de 50 mm de référence, ce qui a permis de démontrer que la longueur de référence des coupons affectait surtout la valeur de déformation à la rupture du coupon. Comme les FDA sont conçus pour des déformations en deçà de la déformation ultime, il a été conclu que l'une ou l'autre de ces

longueurs de références peut être utilisée pour caractériser l'acier des fusibles. À partir des résultats des essais, on a proposé une équation pour prédire les valeurs de contraintes dans la phase d'écroutissage. Les comparatifs ont démontré que cette équation permettait de bien prédire l'écroutissage d'un acier ductile. Enfin, les résultats du programme expérimental E ont été examinés à la fin du chapitre 3. Deux méthodes de coupe des FDA ont été comparées : la coupe par procédé au plasma et la coupe par fraisage (« milling »). Les essais ont montré que la coupe au plasma augmentait légèrement les valeurs de résistances d'un acier, de même que la phase de rupture. En effet, il a été observé que les coupons découpés au plasma se cassaient plus rapidement que les coupons découpés par fraisage, et de manière plus fragile que ductile. Par contre, afin de tirer des conclusions plus générales, des essais supplémentaires sont requis, notamment pour vérifier si cette augmentation de résistance observée est aussi influencée par la largeur et l'épaisseur de la pièce.

Le chapitre 4 du mémoire présente les résultats des programmes expérimentaux A et B. Du programme A, qui portait sur l'étude de l'influence d'un défaut de fabrication sur le comportement ductile des fusibles, il a été démontré que la profondeur du défaut était le paramètre le plus influent sur la capacité de déformation inélastique des FDA. La forme du défaut a moins d'importance. De plus, on a montré qu'un seul défaut était beaucoup plus critique qu'une série de défauts à la chaîne. Les essais du programme A ont révélé que la plastification débute au début de la section réduite et se propage ensuite jusqu'au centre du fusible. D'ailleurs, il a été observé que pour un défaut de moins de 1.5 mm de profondeur, la plastification se produisait d'abord au début du fusible, alors que pour un défaut supérieur à 1.5 mm de profondeur, la plastification débutait au droit du défaut, suivi de la plastification au début du fusible. Afin de compléter l'étude des défauts, des analyses par éléments finis ont été réalisées pour différentes profondeurs de défauts. De ces analyses, il s'est dégagé qu'une profondeur de défaut de 0.25 mm, soit 1.25% de la largeur de l'aile sans défaut, n'affectait pas de manière significative le comportement du fusible. Il n'a cependant pas été possible de vérifier si l'effet du défaut était le fait de la profondeur du défaut ou du rapport entre la profondeur du défaut en proportion de la largeur de la section réduite. Par ailleurs, il a été observé que les défauts réduisaient plus la capacité de déformation du fusible que la résistance maximale pouvant être développée. En

parallèle à ces analyses par éléments finis sur les défauts, une étude sur la géométrie de la zone de transition a également été réalisée par éléments finis. La forme de la zone transition étudiée comportait un segment linéaire et un rayon de transition. On a déterminé qu'une pente minimale de 2H:1V était suffisante pour le segment linéaire et un rayon de transition minimal de 60 mm a été suggéré. Afin de conserver la plastification qui se produit sur la longueur de la section réduite du fusible, L_F , à l'intérieur des zones de transition, on suggère un rapport minimum des largeurs b/b_F , b et b_F étant la largeur des sections non réduite et réduite du fusible, supérieur à 1.6 plutôt que 1.5. Plus spécifiquement, les résultats des analyses par éléments finis suggèrent une valeur se situant entre 1.6 et 1.9. Par contre, il n'a cependant pas été possible de trouver la valeur exacte.

Durant les essais du programme A, on a observé que la résistance mesurée à la plastification, P_y , des cornières à section réduite sans défaut était en moyenne 5% plus élevée que celle des coupons de caractérisation, ce qui a conduit au programme expérimental B. Les essais de ce programme ont confirmé que les propriétés mécaniques de l'acier ne sont pas homogènes sur la section d'une cornière : l'acier de la partie centrale (partie formée par l'intersection des deux ailes et du rayon de congé entre les deux ailes) d'une cornière a une limite élastique supérieure à celle des ailes. De plus, l'acier de la partie centrale est aussi moins ductile que celui des ailes. On a donc conclu que les propriétés mécaniques provenant des coupons de caractérisation selon la norme canadienne CSA G40.20 ne permettent que la caractérisation de l'acier des ailes, et non de la cornière dans son ensemble. Les études antérieures sur des cornières ont été revues et les résultats ont été ajoutés aux résultats du programme B. Cette compilation a démontré que l'acier de l'aire centrale d'une cornière pouvait avoir une limite élastique, F_y , jusqu'à 38% plus élevée que celle de l'aile. Pour la contrainte de rupture, F_u , la différence pouvait atteindre 35%. En moyenne, la limite élastique et la contrainte ultime de la partie centrale étaient 1.16 et 1.08 fois plus élevées celles de l'aile, respectivement. . De ces résultats, on a conclu qu'il était préférable de caractériser un FDA fait de cornières avec un essai de traction sur un des quatre fusibles du FDA, à moins de corriger les valeurs de F_y et de F_u du coupon de caractérisation prélevé dans l'aile avec les ratios moyens observés ($1.16 * F_{y,ailes}$ et $1.08 * F_{u,ailes}$). L'utilisation de fusibles découpés dans une plaque d'acier a été proposée pour remplacer les cornières comme solution à la variabilité des propriétés mécaniques observées sur les fusibles faits de cornières.

Une méthode de conception des contreventements avec FDA a été proposée au chapitre 5. Entre autres, on a suggéré de concevoir le FDA pour résister à un effort de compression égal à la résistance probable au deuxième flambement de la diagonale. On admet donc que le fusible pourrait plastifier en compression lors du premier flambement de la diagonale, s'il a été au préalable étiré dans le domaine plastique. Une revue de la littérature portant sur les essais réalisés sur des diagonales a permis de proposer une équation pour déterminer la résistance au second flambement des diagonales. Cette résistance varie en fonction de l'élancement des diagonales. Également, il a été proposé d'ajuster le niveau de sur-résistance d'un contreventement avec FDA pour tenir compte du fait qu'une diagonale avec FDA et une diagonale traditionnelle, sans FDA, ont des propriétés et un comportement inélastique différents. Cet ajustement n'a pas été fait sur le facteur de sur-résistance R_o du CNB 2005, afin de ne pas modifier les équations du calcul des charges sismiques, mais dans le calcul de la résistance en traction, T_{rF} , du FDA. Aussi, on a proposé de concevoir le FDA pour une déformation maximale voulue du FDA. Par conséquent, la résistance développée par le FDA à cette déformation est l'effort de traction qui devra être considéré pour la conception par capacité du reste du SRFS.

Au total, 28 essais ont été réalisés sur des diagonales avec et sans FDA, dont 16 essais sur des diagonales courtes avec FDA afin d'étudier le comportement complet du FDA (programme expérimental C) et 12 essais sur des diagonales longues à échelle réelle afin d'étudier le comportement du système de contreventement complet (programme expérimental D). Pour le programme expérimental C, huit essais ont été réalisés sur des FDA faits de quatre cornières et huit essais ont été complétés sur des FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier. Ces essais ont confirmé qu'il était possible de concevoir les FDA pour subir un cycle de plastification en compression, sans que leur ductilité en traction ne soit altérée. De plus, les essais ont clairement démontré que la phase de rupture d'un FDA, au-delà de la contrainte ultime, est plus courte que celle du coupon de caractérisation. Ensuite, le premier essai réalisé sur les diagonales courtes a illustré l'importance d'avoir des cordons de soudure continus pour assembler la boîte de confinement. De plus, celle-ci ne doit être soudée sur les fusibles qu'à une seule de ses extrémités afin de permettre aux déformations axiales de se produire librement.

Également, les essais ont montré qu'il y avait du frottement entre la boîte de confinement et les fusibles, car la résistance à la plastification, P_{yF} , et la résistance maximale, $P_{F,max}$, des fusibles étaient plus élevées que celles que nous avons prédites avec les coupons de caractérisation. En moyenne, une différence de 14 kN, attribuée au frottement, a été observée pour les deux types de FDA. Enfin, les essais sur les diagonales courtes ont aussi permis de conclure que les critères d'élancement local et global proposés pour les sections réduites des FDA étaient sécuritaires.

Le programme expérimental D consistait à soumettre des diagonales avec et sans FDA à des déplacements cycliques d'amplitude croissante atteignant, puis dépassant le niveau de déformation considéré lors de la conception. En comparaison avec les diagonales sans FDA, les essais ont permis de constater que les deux types de FDA permettent de réduire de manière significative la résistance en traction des diagonales, tout en offrant un comportement ductile en traction, ce qui correspond à l'objectif principal de l'utilisation des FDA dans les contreventements. Dans tous les cas, les deux types de FDA se sont avérés ductiles en maintenant la résistance attendue sur toute la plage de déformation attendue. Dans presque tous les cas, c'est la rupture de la diagonale qui s'est produite avant celle du FDA. De plus, pour presque tous les essais, l'ajout d'un FDA a permis à la diagonale de compléter tout le protocole de chargement imposé. Trois spécimens identiques de diagonales avec FDA ont été testés afin d'étudier l'effet d'un défaut sur le comportement du système complet. Des défauts de fabrication avaient été introduits dans deux de ces trois FDA. Ces trois essais ont permis de conclure que la présence d'un défaut réduit de manière importante la capacité de déformation des FDA. On a aussi observé que la présence d'un FDA dans une diagonale réduit la résistance à la compression de cette diagonale : 16% en moyenne pour le premier flambement et 35%, en moyenne, pour le second flambement. De plus, le fait d'ajouter un FDA retarde le voilement local de la diagonale lors du flambement. La rupture de la diagonale a aussi été retardée. Pour les FDA faits de fusibles découpés dans une plaque, on a observé la déformation de l'une des parois de la boîte de confinement à quelques reprises. Celle-ci a été provoquée par un désaxement des deux segments de la diagonale. Ainsi, comparativement aux FDA faits de cornières, il semble que ce type de FDA soit plus flexible que les cornières, après que le FDA se soit allongé et comprimé dans le domaine plastique. Il est donc recommandé que les boîtes de confinement soient fabriquées de plaques suffisamment épaisses pour prévenir cette déformation. On a également observé après

l'essai que certains des FDA faits de plaques présentaient des ondulations sur leur longueur, signe d'un flambement local autour de leur axe faible. Tout comme pour les diagonales courtes, on a observé que les résistances à la plastification des FDA étaient plus élevées que celles prédites à partir des propriétés obtenues des coupons de caractérisation. Cette différence a été attribuée au frottement entre la boîte de confinement et les fusibles. Des valeurs moyennes de frottement égales à 44 kN et 64 kN ont été observées pour les FDA faits de cornières et les FDA faits de fusibles en plaque, respectivement. Ce frottement, qui doit être pris en compte dans le calcul par capacité du SFRS, ne varie pas de manière significative avec la taille du fusible. Également, les essais ont révélé que lorsque des profilés HSS plutôt élancés étaient utilisés, la rupture plastique de la diagonale est un état limite qui peut contrôler la capacité de déformation du contreventement avec FDA. Ainsi, il a été recommandé de limiter la grosseur de section de la diagonale HSS à des profilés HSS 127x127, lorsqu'un facteur R_d supérieur à 3.0 est utilisé. Finalement, les essais ont révélé un comportement adéquat des assemblages lorsque ceux-ci étaient conçus de telle sorte que les rotules plastiques aux extrémités de la diagonale se forment dans les plaques de transfert de la diagonale plutôt que dans les goussets, lors du flambement des diagonales. Cette approche permet ainsi de réduire la dimension des assemblages.

RECOMMANDATIONS

Ce projet a permis de développer et valider une méthode de conception des contreventements avec FDA permettant d'obtenir un comportement ductile tout en réduisant les efforts de conception des éléments non ductiles des SRFS. Cependant, des travaux de recherche supplémentaires sur ce type de fusible sont nécessaires afin, notamment, de répondre aux interrogations suivantes :

- Compte tenu de la ductilité des fusibles, peut-on utiliser un facteur R_d supérieur à 3.0 pour la conception sismique des contreventements munis de FDA? On pourrait répondre à cette question en étudiant le comportement sismique de bâtiments conçus avec des FDA au moyen d'analyses dynamiques temporelles non linéaires.
- Peut-on utiliser la période réelle du bâtiment dans le calcul de la déformation sismique des bâtiments, tel que permis par le CNB 2005, pour déterminer la longueur minimale d'un fusible ?
- Peut-on permettre l'utilisation des fusibles dans les bâtiments multi-étagés, les contreventements concentriques de type « split-X », et les chevrons ?
- Est-ce qu'une longueur différente de fusible (niveau de déformation différent), de chaque côté d'un bâtiment, peut occasionner une torsion indirecte non souhaitée de la structure ?

De plus, lors d'essais futurs sur des cornières individuelles pour fusibles, il est suggéré de reproduire les mêmes conditions dans l'assemblage que les conditions qui prévalent réellement dans les fusibles, c'est-à-dire avec la prolongation du HSS le long de la cornière, afin de limiter la flexion de la cornière. Également, étant donné l'importance de la boîte de confinement, celle-ci devra faire l'objet d'une étude plus approfondie, afin de proposer une méthode de conception.

BIBLIOGRAPHIE ET RÉFÉRENCES

- Adluri, S.M.R., and Madugula, M.K.S. (1994). Geometric properties of Hot-rolled steel angles including the effects of toe radii and fillet. *Engineering Journal*, American Institute of Steel Construction. Second Quarter/1994, 68-77.
- Adluri, S.M.R., and Madugula, M.K.S. (1995). Residual stresses and initial out-of-straightness of hot-rolled steel angles. *Proceedings of 1995 Annual Technical Session, Structural Stability Research Council, 27-28 March 1995, Kansas City, Missouri*.
- AISC. (2002). *Detailing for Steel Construction, 2nd edition*. American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL.
- AISC. (2005). AINSI/AISC 341-05, *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, including Supplement No. 1*. American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL.
- Allen, D.E. (1975). Limit states design – a probabilistic study. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 2, 36-49.
- Archambault, M.-H., Tremblay, R., Filiatrault, A. (1995). Étude du comportement sismique des contreventements ductiles en X avec profilés tubulaires en acier. Rapport no. EPM/GCS-1995-09. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec.
- ASTM. (2003). ASTM A 500 – 03a, *Standard Specification for Cold-Formed Welded and Seamless Carbon Steel Structural Tubing in Rounds and Shapes*. Chicago, IL.
- ASTM. (2004). ASTM E 8 – 04, *Standard Test Methods for Tension Testing of metallic materials*. Chicago, IL.
- ASTM. (2005a). ASTM A 370 – 05, *Standard Test Methods and Definitions for Mechanical testing of Steel products*. Chicago, IL.
- ASTM. (2005b). ASTM A 6/A 6M – 05a, *Standard Specification for General Requirements for Rolled Structural Steel bars, Plates, Shapes, and Sheet Piling*. Chicago, IL.
- Bazergui, A., Bui-Quoc, T., Biron, A., McIntyre, G., Laberge, C. (1987). *Résistance des matériaux*. Montréal : Éditions de l'école Polytechnique de Montréal.

- Beaulieu, D., et al. (2008). *Calcul des charpentes d'acier, tome I* (2^e éd.). Canada : Institut canadien de la construction d'acier.
- Beaulieu, D., et al. (2010). *Calcul des charpentes d'acier, tome II*. Canada : Institut canadien de la construction d'acier.
- Black, R.G., Wenger, W.A.B., Popov, E.P. (1980). Inelastic buckling of steel struts under cyclic load reversals. Report no. UCB/EERC-80/40. Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, California.
- Bonetti, S. (2009). Ductile Fuses for Special Concentrically Braced Frames. Ph. D. thesis. Dept. of Civil, Environmental & Architectural Engineering. University of Kansas, Kansas, USA.
- Broderick, B.M., Goggins, J.M., Elghazouli, A.Y. (2005). Cyclic performance of steel and composite bracing members. *Journal of constructional steel research* 61 (2005), 493-514.
- Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A. (1998). *Ductile Design of Steel Structures*. New-York: McGraw-Hill.
- Callister, W. D. (2001). *Fundamentals of Materials Science and Engineering* (5th ed.). New-York: John Wiley & Sons.
- CISC (2010). *Handbook of steel construction, 10th edition*. Canadian Institute of Steel Construction, Toronto, Ontario.
- CNRC. (2005). *Code national du bâtiment 2005 – Canada (modifié pour le Québec), 12^e édition*. Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario.
- CNRC. (2006). *Guide de l'utilisateur – CNB 2005 : Commentaires sur le calcul des structures (Partie 4 de la division B), 2^e édition*. Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario.
- CSA. (2001). CAN/CSA-S37-01, *Antennas, Towers, and Antenna-supporting Structures*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.
- CSA. (2004a). CAN/CSA-G40.20-04, *General requirements for rolled or welded structural quality steel*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.
- CSA. (2004b). CAN/CSA-G40.21-04, *Structural quality steel*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSA. (2009). CAN/CSA-S16-09, *Design of Steel Structures*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSi (2004). *CSi Analysis Reference Manual, for SAP2000, ETABS, and SAFE*. Computer and Structures inc.

Dassault Systemes (2008), Abaqus/CAE Version 6.8-3.

Desjardins, E., and Légeron, F. 2010. Method to Reduce Seismic Demand on Connections of Concentrically Braced Systems. 2nd International Structures Specialty Conference, CSCE, Winnipeg, Manitoba.

Elchalakani, M., Zhao, X.-L., Grzebieta, R. (2003). Tests of cold-formed circular tubular braces under cyclic axial loading. *Journal of structural engineering*, ASCE, April 2003, 507-514.

Fell, B.V., Kanvinde, A.M., Deierlein, G.G., Myers, A.T. (2009). Experimental investigation of inelastic cyclic buckling and fracture of steel braces. *Journal of structural engineering*, ASCE, January 2009, 19-32.

Fell, B.V., Kanvinde, A.M., Deierlein, G.G., Myers, A.T., Fu, X. (2006). Buckling and fracture of concentric braces under inelastic cyclic loading. *Steel tips*, Structural steel education council, August 2006, 74 pages.

Gioncu, V. (2000). Framed structures: Ductility and Seismic response, General Report. *Journal of Constructed Steel Research*, 55, 125-154.

Gioncu, V., and Mazzolani, F. M. (2002). *Ductility of Seismic Resistant Steel Structures*. New-York : Spon Press.

Goggins, J.M., Broderick, B.M., Elghazouli, A.Y. (2006). Experimental behavior of hollow and filled RHS bracing members under earthquake loading. *Composite construction in steel and concrete V*, ASCE 2006, 698-707.

Goggins, J.M., Broderick, B.M., Elghazouli, A.Y., Lucas, A.S. (2005). Experimental cyclic response of cold-formed hollow steel bracing members. *Engineering structures* 27 (2005), 977-989.

Gray, M.G., Christopoulos, C., and Packer, J. A. 2010. Cast steel yielding fuse for concentrically braced frames. Proceedings 9th U.S. National & 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering, Toronto, Ontario, Paper No. 595, 2010.

Gugerli, H., Goel, S.C. (1982). Inelastic cyclic behavior of steel bracing members. Report no. UMEE 82R1. Dept. of civil engineering, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan.

Haidar, R. (1996). Compressive strength of steel single angles loaded through two-bolts in one leg. Master degree Thesis. Dept. of Civil and Environmental Engineering. University of Windsor, Windsor, Ontario.

Hines, W.W., and Montgomery, D.C. (1990). *Probability and Statistics in Engineering and Management Science* (3th ed.). New-York: John Wiley & Sons.

Holzer and *al.* (1975). *A computer Code for General Analysis of Two-Dimensional Reinforced concrete structures*. Report AFWL-TR-74-228 vol. 1, Air Force Weapons Laboratory, Kirtland, AFB, New Mexico.

Humar, J., and Mahgoub, M. A. (2003). Determination of seismic design forces by equivalent static load method. Canadian Journal of Civil Engineering, 30, 287-307.

Kassis, D. (2008). Ajout de fusibles aux diagonales de contreventements pour la conception sismique de charpente métallique à un étage. Mémoire de maîtrise. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec.

Kassis, D., Tremblay, R. (2008). Brace fuse system for cost-effective design of low-rise steel buildings. *Proceedings of CSCE 2008 Annual Conference*, Quebec, QC, June 10-13 2008, paper No. 248.

Kennedy, D.J.L., and Baker, K.A. (1984). Resistance factors for steel highway bridges. Canadian Journal of Civil Engineering, 11, 324-334.

Kennedy, D.J.L., and Gad Aly, M. (1980). Limit states design of steel structures – performance factors. Canadian Journal of Civil Engineering, 7, 45-77.

Korzekwa, A. (2008). Développement d'un système de diagonales ductiles confinées construit uniquement en acier. Mémoire de maîtrise. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec.

- Kulak, G. L., and Grondin, G. Y. (2010). *Limit States Design in Structural Steel* (9th ed.). Canada: Canadian Institute of Steel Construction.
- Lee, K., and Bruneau, M. (2005). Energy dissipation of compression members in concentrically braced frames : review of experimental data. *Journal of structural engineering*, ASCE, April 2005, 552-559.
- Lee, S., Goel, S.C. (1987). Seismic behavior of hollow and concrete-filled square tubular bracing members. Report no. UMCE 87-11. Dept. of civil engineering, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan.
- Ling, Y. (1996). Uniaxial True Stress-Strain after Necking. *AMP Journal of Technology*, Vol. 5, June 1996, 37-48.
- Liu, Z., Goel, S.C. (1987). Investigation of concrete-filled steel tubes under cyclic bending and buckling. Report no. UMCE 87-3. Dept. of civil engineering, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan.
- Matic, P. (1985). Numerically predicting ductile material behavior from tensile specimen response. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 4, 37-48.
- Mitchell, D., Tremblay, R., Karacabeyli, E., Paultre, P., Saatcioglu, M., and Anderson, D.L. (2003). Seismic force modification factors for the proposed 2005 edition of the National Building Code of Canada. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 30, 308-327.
- Pilkey, W. D. (1997). *Peterson's stress concentration factors* (2nd ed.). New-York: John Wiley & Sons.
- Pilkey, W. D. (2005). *Formulas for stress, strain, and structural matrices* (2nd ed.). New-York: John Wiley & Sons.
- Rezai, M., Prion, H. G., Tremblay, R., Bouatay, N., and Timler, P. (2000). Seismic Performance of Brace Fuse Elements for Concentrically Steel Braced Frames. In *F. Mazzolani and R. Tremblay (eds.), Behaviour of Steel Structures in Seismic Area. Proceedings of the Third International Conference STESSA 2000*, Montreal, QC, August 21-24 2000, p. 39-46. Bakelma, Rotterdam.

- Rezai, M., Prion, H.G.L., and Timler, P. (1999). Pilot Testing Fuses of Fuse Details for HSS Bracing Members (Phase II). Dept. of Civil Engineering. University of British Columbia, Vancouver, British-Columbia.
- Schmidt, B.J., and Bartlett, F.M. (2002a). Review of resistance factor for steel: data collection. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 29, 98-108.
- Schmidt, B.J., and Bartlett, F.M. (2002b). Review of resistance factor for steel: resistance distributions and resistance factor calibration. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 29, 109-118.
- Shaback, B., and Brown, T. (2003). Behaviour of square hollow structural steel braces with end connections under reversed cyclic axial loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 30, 745-753.
- Tirca, L., Caprarelli, C., and Danila, N. 2011. Behaviour of a low-rise concentrically braced frame with and without dissipative connections. 2nd International Engineering Mechanics and Material Specialties Conference, Ottawa, Ontario.
- Tremblay, A., Tinawi, R. (1994). Évaluation de la réponse torsionnelle des bâtiments asymétriques. Rapport No EPM/GCS-1994-05. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec.
- Tremblay, R. (2002). Inelastic seismic response of steel bracing members. *Journal of Constructed Steel Research*, 58, 665-701.
- Tremblay, R. (2007). Innovative Braced Frame Steel Structures for Seismic Resistance. *Proceedings of XII Annual convention on Earthquake Engineering in Italy, June 10-14 2007, Pisa, Italy*.
- Tremblay, R., and *al.* (2011). Overview of Ductile Seismic Brace Fuse Systems in Canada. *EUROSTEEL 2011 Annual Conference, August 31 - September 2, Budapest, Hungary*.
- Tremblay, R., and Bouatay, N. (1999a). Pilot Testing on Ductile Yield Plate Fuses for HSS Braces intended for Low-Rise Building – Phase I: Full-Scale Testing of Prototype Brace Fuse Detail. Report CDT/ST99-05, Dept. of Civil, Mining and Geological Engineering. École Polytechnique de Montréal, Montreal, Quebec.

- Tremblay, R., and Bouatay, N. (1999b). Pilot Testing on Ductile Yield Plate Fuses for HSS Braces intended for Low-Rise Building – Phase III: Full-Scale Testing of Brace Fuse Detail. Report CDT/ST99-16, Dept. of Civil, Mining and Geological Engineering. École Polytechnique de Montréal, Montreal, Quebec.
- Tremblay, R., Bolduc, P., Neville, R., De Vall, R. (2006). Seismic testing and performance of buckling-restrained bracing systems. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 33, 183-198.
- Waldman, W., Heller, M., and Chen, G. X. (2001). Optimal free-form shapes for shoulder fillets in flat plates under tension and bending. *International Journal of Fatigue*, 23 (2001), 509-523.
- Yang, F., Mahin, S. (2005). Limiting net section fracture in slotted tube braces. Steel tips, Structural steel education council, April 2005, 37 pages.
- Zayas, V.A., Popov, E.P., Mahin, S.A. (1980). Cyclic inelastic buckling of tubular steel braces. Report no. UCB/EERC-80/16. Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, California.
- Zhao, X.-L., Grzebieta, R., Lee, C. (2002). Void-filled cold-formed rectangular hollow section braces subjected to large deformation cyclic axial loading. *Journal of structural engineering*, ASCE, June 2002, 746-753.
- Ziemian, R. D. (2010). *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structure* (6^e ed.). New-York: John Wiley & Sons.